

/
A

BULLETIN OF
NATIONAL RESEARCH INSTITUTE OF
FISHERIES ENGINEERING

No. 1 March 1980

水産工学研究所報告

第 1 号

昭和 55 年 3 月

MAY 26 1981

National Marine Fisheries Service
2570 Dole Street

水 産 庁
水 産 工 学 研 究 所
NATIONAL RESEARCH INSTITUTE OF
FISHERIES ENGINEERING

[Japan] FISHERIES AGENCY



Digitized by the Internet Archive
in 2026

水産工学研究所報告第1号 正誤表

各位

昭和55年3月20日

水産工学研究所長

水産工学研究所報告第1号を送付致します。
整理の都合上受領の節は右受領証を必ず御
送付下さい。尚貴住所に変更のある場合は
御明示下さい。特に貴発行図書との交換を
希望します。

1980.3.20

Return of this card is requested. If not returned, it will
be assumed that further publication will not be required.

Exchange of publications will be greatly appreciated.

Librarian

National Research Institute of

Fisheries Engineering

61

61

62

104

165

165

166

て欠
題に

一、

こお
よび
の生

勿論
養殖
系列

て大

部に
関係

3月
とこ

盤と
して

いま

るい
願い

式

いて

Preface

We are now seeing the 20th century out and the 21st century shortly in. The situation of food, energy, resources and living environment indispensable for human prosperity is becoming worldwide important issue.

It is considered that in the 21st century the sea will have to be more exploited for securing food, energy, resources and comfortable living environment as it has not yet been opened up so much as land.

We recently entered upon a new stage of 200-mile fishing territory for orderly utilization of the sea. As advanced in making use of marine life resources, Japan must, in the new situation engage in fishery more stably and efficiently in the coastal adjacent and offshore waters within the 200-mile sea zone.

It has been said that the development of Japanese fisheries in the past half a century was, needless to say, indebted to not only technology in fisheries biology but also to such development of technology in engineering as construction and maintenance of fishing ports, mechanization of large fishing boats, creation of fishing grounds with artificial fish shelters, instruments and facilities for fishery culture and fishfinding. And today development of technology in fisheries engineering is immensely expected for future exploitation of the sea.

The researchers and engineers of Fisheries Engineering Department, the National Research Institute of Agricultural Engineering, those of Fishing Gear and Methods Division, Tokai Regional Fisheries Research Laboratory, and those of Fishing Boat Laboratory, Oceanic Fisheries Department, Fisheries Agency, had worked separately on their specialities until last year.

But, fortunately in response to the public demand, the Ministry of Agriculture, Forestry and Fisheries united the above-mentioned laboratories as National Research Institute of Fisheries Engineering [RIFE], Fisheries Agency, on March 1, 1979.

All the researchers and engineers of RIFE are continuing their work based on the study results they had made in their former laboratories, and this is the first research report of RIFE.

February 1, 1980

Dr. Nobuhiko HANAMURA,

Director General

National Research Institute of Fisheries Engineering

水産工学研究所報告 第1号

目 次

内部潮汐と湾の海水交流に関する研究	中村 充..... 1
	萩野 静也
養殖漁場の水質改善工としてのエァバブルカーテン (A. B. C.) に関する研究	乃万 俊文..... 9
中間浮子による衝撃緩和に関する研究	上北 征男.....33
	中村 充
二次元水槽における二層界面長波	木村 晴保.....45
——特に界面静振について——	
模型船の抵抗の尺度影響に関する一考察	鈴木 四郎.....55
	小林 務
沿岸小型漁船の横揺れ減衰係数(裸殻)について	有路 實.....69
	鈴木 四郎
漁船の波浪中の耐航性について(第2報)	山越 康行.....81
——漁船の波浪中縦運動——	鈴木 四郎
潤滑油中の鉄分分析による漁船機関の摩耗度の推定	小田 健一... 117
垂下式高深度水深水温計の研究	今成 栄一... 129
	池田 昭男
	宮野鼻洋一
超音波魚量計による魚群密度の測定理論	古沢 昌彦... 143
	石井 憲
底曳網の網高さに及ぼす影響-II	野村 正恒... 157
——袖先間隔と浮力が網高さに及ぼす影響——	森 敬四郎
	田原 陽三
	大沢 要一
	島田 喜昭
	千賀 和雄
網地の吹かれ	下崎 吉矩... 167
——メタリックファイバー網地を中心として——	大沢 要一
	田中 茂
	西田 進

BULLETIN OF NATIONAL RESEARCH INSTITUTE OF FISHERIES ENGINEERING

No. 1

Contents

Makoto NAKAMURA and Seiya HAGINO	
Study on Sea Water Exchange by Internal Tide	1
Toshifumi NOMA	
On Air Bubble Curtain (A. B. C.) as a Water Quality Improving Method.....	9
Yukio UEKITA and Makoto NAKAMURA	
Study on the Impact Damping of the Mooring Rope with Bouy	33
Haruyasu KIMURA	
Interfacial Long Waves in a Two Dimensional Watertank with Gentle Sloping Bed	45
Shiro SUZUKI and Tsutomu KABAYASHI	
A Study on the Scale Effect of Resistance on Model Ship Size	55
Minoru ARIJI and Shiro SUZUKI	
The Roll Damping Coefficient of Coastal Small Fishing Boats without Bilge Keel's	69
Yasuyuki YAMAKOSHI and Shiro SUZUKI	
The Seakeeping Quality of Fishing Boats in Waves (Part II).....	81
—Vertical Motions of Fishing Boats in Waves—	
Ken'ichi ODA	
Analisis of Wear Metal in Lubricating Oil for Investigation of Engine Wear...	117
Eiichi IMANARI, Akio IKEDA and Yoichi MIYANO HANA	
Studies on the Suspending type T. D. meter for Deep Sea.....	129
Masahiko FURUSAWA and Ken ISHII	
A Theory for Measuring Distribution Density of Fish School from Acoustic Echoes.....	143
Masatsune NOMURA, Keishiro MORI, Yozo TAWARA, Yoichi OSAWA, Yoshiaki SHIMADA and Kazuo SENG A	
Factors of Trawl Net Construction Relating to the Hight of Net Mouth-II ...	157
—Effect of the Horizontal Distance between both Wing Ends and Buoyancy of Float on the Height—	
Yoshinori SHIMOZAKI, Yoichi OSAWA, Shigeru TANAKA and Susumu NISHIDA	
On the Inclination of Nets in the Current	167
—Metallic Nylon Net and Others—	

内部潮汐と湾の海水交流に関する研究

中村 充*・萩野静也**

目 次

1. 緒 言	1	4. 野見湾の流況解析	5
2. 内部潮汐に関する理論	1	4.1 野見湾における内部潮汐理論の適用	5
2.1 長方形湾の内部潮汐の理論	1	4.2 野見湾における海水交換	5
2.2 内部潮汐による海水交流	2	5. あとがき	6
3. 野見湾（高知県）における海況調査	2	参考文献	6
3.1 調査方法	2	Summary	7

1. 緒 言

湾における海水の交流交換は、湾の水質問題における最も重要な現象である。潮汐による海水流動は、湾の共振現象と密接に関係する。湾軸に沿った長さ数 km ～ 十数 km、水深 10～50m 程度の湾は全国に多く存在し、海域、海岸は高度に利用されている。このような湾は表面波の固有振動周期が、潮汐周期に対し十分に短かいので共振による潮差増幅が起らない。他方、このような湾では鉛直方向に密度成層のあるのが普通で内部潮汐が発生する。本報告は内部潮汐の共振周期、振幅の計算法を示し、これが湾の海水交換に大きな役割をもっていることをのべる。また、これを実証し、かつ海水交流・交換に及ぼす機構の詳細を解明するために、高知県須崎市野見湾ハマチ漁場において流速・流向・水温・塩分の連続観測を行なった。

2. 内部潮汐に関する理論

2.1 長方形湾の内部潮汐の理論

いま図-1 に示すように湾口 ($x=a$) で内部潮汐振動 ζ_t がある場合、湾奥 ($x=0$) に向けての強制振動を考えよう。 $x=a$ における内部潮汐振動 ζ_t を

$$\zeta_t = A_t \cos \sigma t \quad \sigma = 2\pi/T \quad (1)$$

で与える。ここで T は内部潮汐周期
定常波の基本式は

$$\frac{\partial^2 \zeta}{\partial x^2} + k^2 \zeta = 0 \quad k = \frac{2\pi}{L} \quad (2)$$

ここで L は湾における内部潮汐波長
 ζ の x 方向分布を求めるのであるから

$$\zeta = F(x) \zeta_t \quad (3)$$

とにおいて $F(x)$ を求める。ここで以下 $F(x)$ を F とかき、(3)式を(2)式に代入すると、

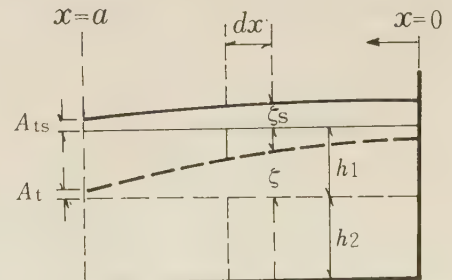


図-1 モデルおよび記号の説明

$$F = Ae^{ikx} + Be^{-ikx} \quad (4)$$

湾奥 $x=0$ で $\partial \zeta / \partial x = 0$ であるから $A=B$ が得られ (4) 式は

$$F = 2A \cos kx \quad (5)$$

湾口 $x=a$ で $\zeta = \zeta_t$ であるから

$$A = \frac{1}{2 \cos ka} \quad (6)$$

(5)式に代入して

$$F = \frac{\cos kx}{\cos ka} \quad (7)$$

* 水産土木工学部

** 元水産土木工学部（現北海道開発局土木試験所第1部水産土木研究室）

ここで $k = \sigma/c$ c は内部潮汐の波速で

$$c = \sqrt{g \frac{h_1 h_2}{h_1 + h_2}} \quad \varepsilon = \frac{\rho_2 - \rho_1}{\rho_2} \quad (8)$$

ここに h_1 , h_2 は上下層の水層の厚さ, ρ_1 , ρ_2 は上下層の密度, 湾の内部波の自由振動周期を T_f とかけば,

$$\frac{1}{c} = \frac{(2m-1)T_f}{4a} \quad k = \frac{\sigma}{c} = \frac{(2m-1)\pi T_f}{2aT} \quad (9)$$

ここに, m は湾内内部振動の節数である。(3), (7), (9)式から次式を得る。

$$\zeta_s = \frac{\cos \frac{(2m-1)\pi}{2} \cdot \frac{T_f}{T} \cdot \frac{x}{a}}{\cos \frac{(2m-1)\pi}{2} \cdot \frac{T_f}{T}} \zeta_t \quad (10)$$

湾の固有振動周期 T_f は次のようになる。

$$T_f = \frac{4a}{c(2m-1)} \quad (11)$$

上層, 下層の単位幅当りの流量を q_1 , q_2 , 流速を u_1 , u_2 とする。表面潮汐を湾口で $\zeta_t = A_t \cos \sigma t$ とすれば同じ展開で x 点の水位変化 ζ_s は,

$$\left. \begin{aligned} \zeta_s &= \frac{\cos \frac{(2n-1)\pi}{2} \cdot \frac{T_f}{T} \cdot \frac{x}{a}}{\cos \frac{(2n-1)\pi}{2} \cdot \frac{T_f}{T}} \zeta_t \\ T_{fs} &= \frac{4a}{(2n-1)\sqrt{g(h_1+h_2)}} \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

2.2. 内部潮汐による海水交流

x 点における下層流量 q_2 , 流速 u_2 は, 図2を参照して

$$q_2 = \int_0^x \frac{d\zeta}{dt} dx = \frac{4aA_t \sin \sigma t}{(2m-1)T_f} \frac{\sin \frac{(2m-1)\pi T_f x}{2aT}}{\cos \frac{(2m-1)\pi T_f}{2T}} \quad (13)$$

$$u_2 = \frac{q_2}{h_2 + \zeta} \quad (14)$$

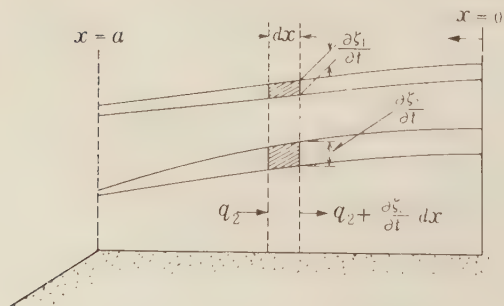


図-2 内部潮汐による海水流動

である。同様に上層流量 q_1 , 流速 u_1 は次のようになる。

$$q_1 = \int_0^x \left(\frac{d\zeta_s}{dt} - \frac{d\zeta}{dt} \right) dx$$

$$= 4a \sin \sigma t \left[\frac{A_{ts}}{(2n-1)T_{fs}} \cdot \frac{\sin \frac{(2n-1)\pi T_{fs} x}{2aT}}{\cos \frac{(2n-1)\pi T_{fs}}{2T}} - \frac{A_t}{(2m-1)T_f} \cdot \frac{\sin \frac{(2m-1)\pi T_f x}{2aT}}{\cos \frac{(2m-1)\pi T_f}{2T}} \right] \quad (15)$$

$$u_1 = \frac{q_1}{h_1 + \zeta_s - \zeta} \quad (16)$$

3. 野見湾 (高知県) における海況調査

野見湾は須崎湾の湾口東側に位置し, 面積 4.1 km², 平均水深 18 m の内湾である。その湾口は比較的広く, 水深は湾奥に向って浅くなっている。また春から夏季にかけ水深 10 m 付近に密度成層が形成される。湾口での流れは二層流になることが多く, その流速は比較的大きい。中村¹⁾ はこの大きな海水流動は内部波エネルギーによるものであろうと推定している。また宗景²⁾ は湾口の海水交流は黒潮の離接岸に関係がありそうだと推定している。一方当該地区は初秋の頃流動環境が悪化し, いわゆる漁民の言う“潮どまり”現象が起り, しばしばハマチのへい死を招いている。そこでこの湾の適正なハマチ養殖量を決める必要があり, そのためにも夏季から初秋の交換の機構・交換量を調査した。

3.1 調査方法

調査は1977年と1978年の2回行なった。それぞれの年度の調査方法の概要は以下の通りである。

3.1.1 1977年の調査

9月28日から10月28日までの1ヶ月間図-1の湾口部 St-A の地点に磁気テープ式流速計 (MTCM-5 A) 2 台を中間ブイ式で係留し, 流速・流向・水温・塩分の観

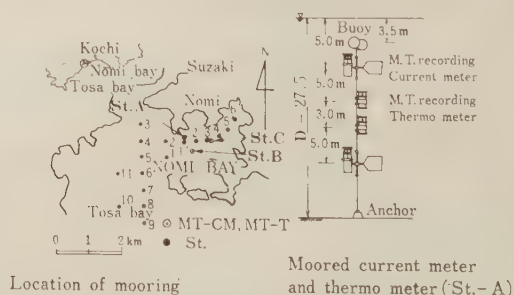


図-3 野見湾調査地点および測器係留系

測を行なった。流速計の設置水深は約 5 m と 17 m の上下二層で、サンプリング間隔は 5 分である。

3.1.2 1978年の調査

8月16日から10月12日までの約2ヶ月間図-1の湾内3点(St-A, B, C)に磁気テープ式流速計(MTCM-5A)水温計(MT-T)を設置し、流速・流向・水温・塩分の観測を行なった。St-Aの測器の設置水深および係留方法は図-3に示す通りである。また他のStでも同じような係留方法を採用した。これらの観測の他に8月17日に図-3の●印の17点で塩分・水温の鉛直分布調査を行なった。

3.1.3 1977年の調査結果

図-4に5m層と17m層における1時間毎の東西方向(湾軸方向)の流速の時間変化を示す。また図-5, 6に

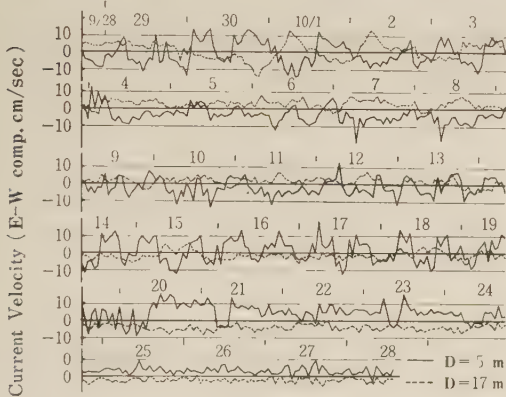


図-4 上下層の流速の時間的変化 (1977)

水温、塩分の時間変化を示す。いずれの図も実線が5m層、点線が17m層の観測値である。

図-4より一見して言えることは、上層と下層で流向が逆転していることである。また潮汐と流速の明瞭な関係をこの図から捉えることは出来ないが、概して大潮時頃(9月28日～10月3日, 10月13日～10月18日)は半日周期成分の10 cm/sec程度の比較的大きな流れが観測される。しかし小潮時頃(10月4日～10日, 10月19日～24日)は流速も小さく、卓越周期も観測されない。またこの図より、1ヶ月位の周期を持った長周期変動成分も認められるようである。すなわち観測期間前半の上層5mの流れは湾奥から湾口へ、後半は湾口から湾奥へ向う流れが卓越している。これに対し下層17mは上層とはまったく逆の流向で、前半は湾口から湾奥への流れが卓越している。また観測期間中NW, SE方向、風速7～10 m/secの風が卓越するが、これの表層流への応答はほとんど認められなかった。

St-Aでの東西成分流速のパワースペクトルを図-7に

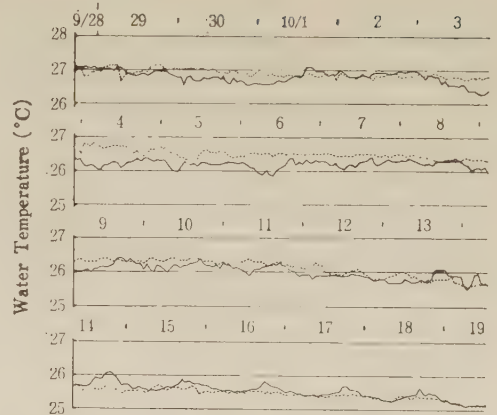


図-5 上下層の水温の時間的変化 (1977)

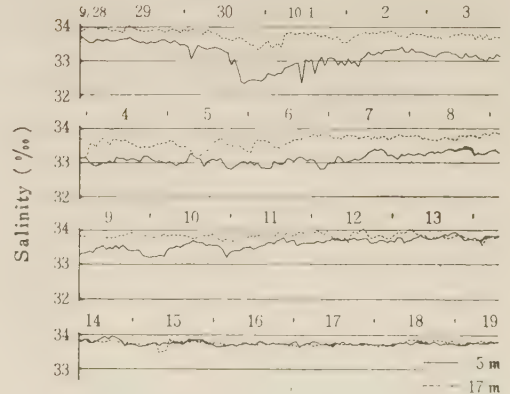


図-6 上下層の塩分の時間的変化 (1977)

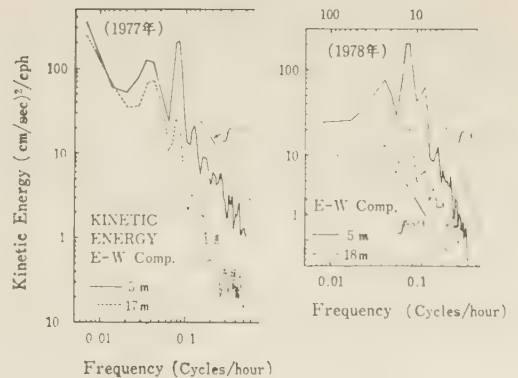


図-7 湾口流速のパワースペクトル

示す データは1時間平均をした流速データを用い、解析はBlackman-Tukey法で行なった。これより12時間、25時間周期の潮流成分が卓越していることがわかる。ここでこの流速データを用い Darwin 法により、流速の調

和分解を行なった。その結果 5 m, 17 m とも M_2 潮 (振幅, 5 m 層; 2.7 cm/sec, 17 m 層; 0.9 cm/sec), K_1 潮 (振幅, 5 m 層; 2.6 cm/sec, 17 m 層; 2.1 cm/sec) が卓越している。またこの観測期間中 (29日間) の恒流は 5 m 層で E 方向 0.3 cm/sec, 17 層で W 方向 0.3 cm/sec であった。

上下層の水温の時間的変化を図-5 に示す。この図より 10 月 4 日～6 日の期間を除いて上下層の水温差はほとんど見られなかった。また潮汐, 潮流に関連した日変動もほとんど認められず, むしろ 10 月 14 日～19 日にみられるように気温変動が大きく影響しているようである。

図-7 に塩分の時間変化を示す。この図より 10 月 10 日頃までは上下層の塩分較差は大きい, それ以降その差はほとんどなくなる。この頃がこの湾の対流期に当るのかもしれない。また下層の塩分変動は小さいが, 表層はかなり変動がみられる。特に 9 月 30 日の塩分低下は前日の雨 (雨量 87 mm) の影響と思われる。

3.1.4 1978年の調査結果

図-8 は須崎湾口から野見湾奥までの湾軸上で 8 月 17

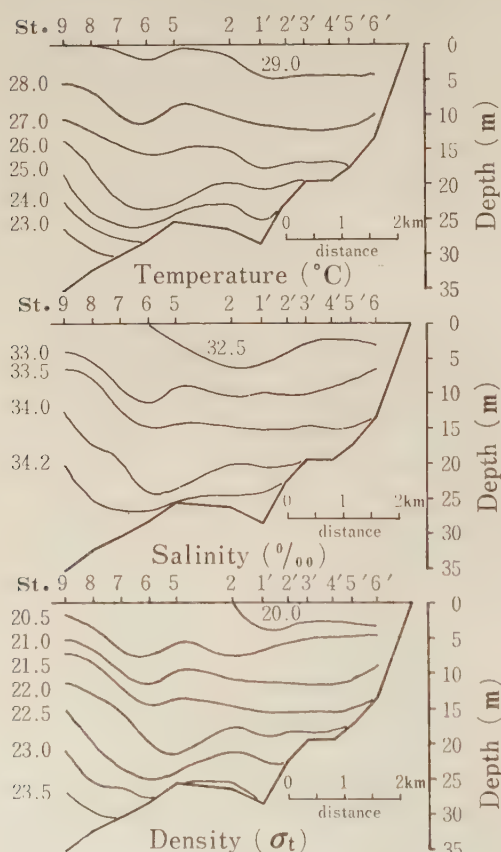


図-8 水温, 塩分, 密度の縦断分布 (1978年)

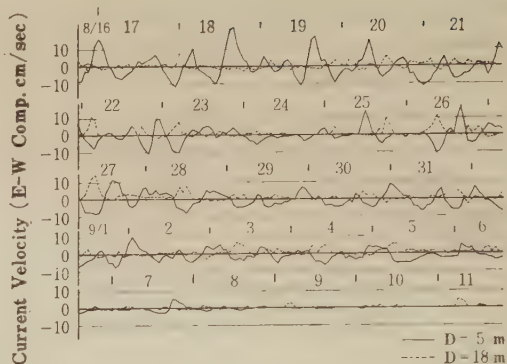


図-9 上下層の流速の時間変動 (1978 年 St-A)

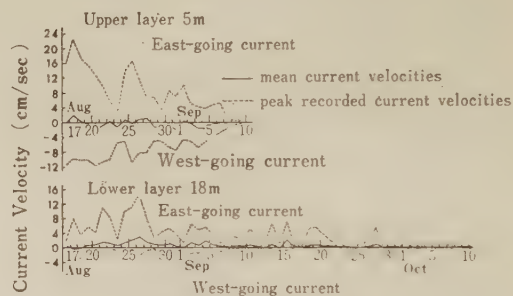


図-10 平均および最強流速の変動 (1978 年 St-A)

日の上げ潮時に測定した水温・塩分・密度の縦断面分布である。この図は同時記録でないが, この時期は成層が発達しており, それぞれの等値線, 水平に寝ていることがわかる。また水温 29℃ 以上, 塩分 32.5‰ 以下の高温低かん水が野見湾表層を覆っている。

次に湾内 3 点での長期観測結果であるが, St-B, C については, St-A の結果とほぼ同じなので, ここでは St-A の観測結果のみ述べる。

図-9 は St-A の 5 m 層と 18 m 層における 1 時間平均毎の東西方向流速の時間変化である。1977 年程顕著ではないが, この図から上層と下層で流向が逆転していることが認められる。また大きな特徴として観測前半は半日周潮成分が卓越し, 約 10 cm/sec 程度の流れが観測された。しかし 9 月 6 日以降この流れはほとんどなくなり, いわゆる“潮止り現象”が始まった。今回の観測では 1977 年に認められたような長周期の流速変動はなかった。

次に St-A の上下層の東西方向の 1 日当りの peak 流速, 平均流速を示すと図-10 のようになる。まず上層 5 m であるが, 日平均流速は 3 cm/sec 以下であり, 卓越方向は認められなかった。peak 流速は約 1 週間位の周期をもって減衰振動をし, 9 月 10 日以降その振幅は 0 になっている。下層 18 m はいくぶん様相を異にしている。

すなわち平均流速は 3 cm/sec 以下であるが、東流の卓越方向をもつ。peak 流速は上層より小さいが、著しい減衰振動らしきものは認められない。また東流の方が西流より卓越している。

東西成分流速のパワースペクトルを求めると図-7 のようになる。これより上下層とも 12 時間周期成分が卓越している。

図-11 は St-A で測定した水温データから推定した isotherm depth の時間的変化である。これより 8 月 27 日から 9 月 3 日まで 28°C の等温線はほぼ 10m 深を、27°C の等温線はほぼ 15m 深を 1 日 2 回の割で振動している。その振幅は 5~6 m である。しかし 4 日以降 28°C、27°C 両深共 1 日 2 回の振動は見られなくなり、しかも 28°C 深は浅くなった。丁度この現象が起こった時期は流速が小さくなり始めた時期とほぼ一致する。このことは“潮どまり現象”を解明するための重要な鍵を示唆しているものと解釈でき興味深い。

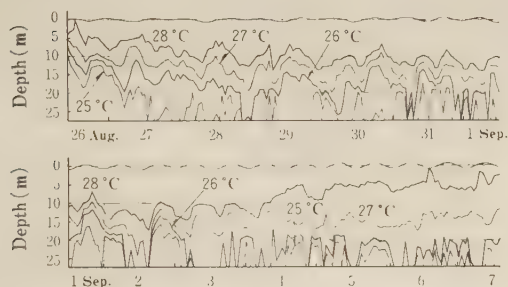


図-11 水温の時間的変動 (1978 年 St-A)

4. 野見湾の流況解析

野見湾の流況は 3 節の調査結果に見るように、上層と下層で特性が大きく異なり、また流速が十数 cm/sec と潮汐流に対し、湾面積の小さい割に大きいことなどから、この流れの流況特性は単なる表面潮汐による流出入以外に湾流にエネルギー供給があることがうかがえる。特に上下層の流向反転を説明するには、内部潮汐による流況として説明するのが妥当である。このような立場から第 2 節の理論を野見湾に適用してみよう。

4.1 野見湾における内部潮汐理論の適用

野見湾における湾口流速について 2 節の理論を適用する。観測条件から $h_1=10$ m, $h_2=15$ m, $\rho_1=1.0205$, $\rho_2=1.0225$, $A_t=A_{ts}=1.0$ m, $T=12$ hr 25 min, $a=3.5$ km を用いて内部潮汐の波速は(8)式より $c=0.34$ m/sec となる。また湾内では単節の振動が卓越するとすれ

ば、 $m=n=1$ である。従って湾内の固有内部振動周期 T_f 、表面潮汐による固有振動周期 T_{fs} はそれぞれ(11)、(12)式より次のようになる。

$$T_f \approx 11 \text{ 時間 } 26 \text{ 分}, \quad T_{fs} \approx 15 \text{ 分}$$

野見湾口は湾奥から $x=2.7$ km であるからその点の潮汐、内部潮汐の水位変化はそれぞれ(10)、(12)式より

$$\zeta = 3.55 \cos \sigma t, \quad \zeta_s = \cos \sigma t$$

上下層流量 q_1, q_2 および流速 u_1, u_2 は(13)~(16)式より

$$q_1 = -2.09 \sin \sigma t, \quad q_2 = 2.47 \sin \sigma t$$

$$u_1 = \frac{2.09 \sin \sigma t}{10 - 2.55 \cos \sigma t}$$

$$u_2 = \frac{2.47 \sin \sigma t}{15 + 3.55 \cos \sigma t}$$

したがって最大流速は

$$u_{1\max} = 0.22 \text{ m/sec}, \quad u_{2\max} = 0.17 \text{ m/sec}$$

となり、ほぼ実測値と一致する。

4.2 野見湾における海水交換

4.2.1 St-A の乱れ特性

野見湾の海水交換について検討するために St-A の乱れ特性を調べる。ここでは 1978 年のデータのみについて述べる。毎日の測得流速および塩分データは 1 日の平均値とその偏差の和であるとし、若干の統計処理し、各変動の 1 日の平均量、乱れ等を求めたものが図-12 である。これより日平均流速 $\bar{u}$ は上下層共 3 cm/sec 以下で、下層は東流の卓越方向をもつ。塩分の日平均変動量はあまり大きくなり、下層 18m ではほぼ 34‰ 前後、上層

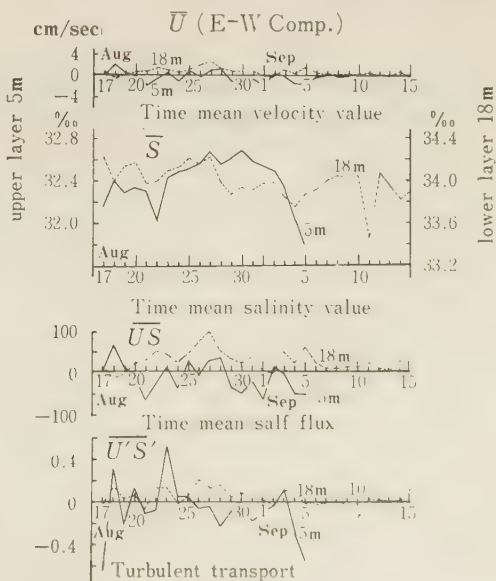


図-12 乱れ特性の変動 (1978 年 St-A)

5 m で 32.6% 前後である。平均流による塩分の移流 $\overline{us}$ は平均流のパターンと同じであり、あまり大きな変動は認められなかった。概して下層は東流で、上層は西流で塩分の輸送が行なわれる傾向にある。乱れ運動による塩分輸送 flux $\overline{u's'}$ は移流項に比べて小さい。

4.2.2 海水交換率

一潮 (25時間) 当りの海水交換率を調べるために野見湾を単純な二層モデル (上層厚 10 m, 下層厚 15 m) と考えた。また St-A の観測値を野見湾湾口部の代表値と仮定し、上下層の塩分 flux より海水交換率を推定した。すなわち一潮当りの湾内の残留塩分量と全流入塩分量との比を海水交換率と定義して次式より求めた。

湾内に残留する塩分量 ΔQ , 塩分の全流入量 Q は

$$\Delta Q = \int_0^T [h_1(v_1s_1 - v_1's_1') + h_2(v_2s_2 - v_2's_2')] dt$$

$$Q = \int_0^T (h_1v_1s_1 + h_2v_2s_2) dt$$

海水交換率 α は

$$\alpha = \frac{\Delta Q}{Q} \quad (17)$$

ここで v, s は湾口 (St-A) での流入流速および塩分で、上層を添字 1, 下層を添字 2 で表わす。また $'$ は流出量を表わす。 h_1, h_2 は上, 下層の水層の厚さ, T は一潮汐周期 (25時間) である。

1977 年, 1978 年の観測データを用い, (17) 式より海水交換率を計算した結果は図-13 の通りである。これより交換率の値はバラツキが大きい, 流れが比較的大きい時期の交換率は平均 0.3 であった。

5. あとがき

密度成層流体中の海水交換機を解明するため, 高知県

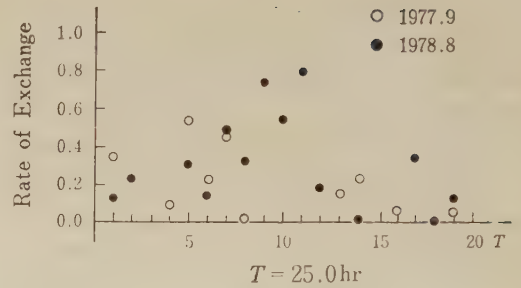


図-13 海水交換率

野見湾において調査をした。そしていくつかの興味ある現象がわかった。またこの湾の流動環境を支配しているのは内部波であるらしいということが確認できた。

今後に残された問題点として湾内の entrainment mixing の問題, 内部波の発生機構について解明することによって海水流動・交換機構を明確にする必要がある。

最後にこの調査に当って高知県水産試験場森田場長, 窪田, 生田阿科長はじめ漁場環境科の皆様, 水産工学研究所上北征男室長・杜多哲技官には御協力をいただいた。またデータ整理においては内藤治男君 (株日本環境科学研究所) に協力して頂いた。ここに記して関係諸氏に深甚の謝意を表する次第である

参 考 献 文

- 1) 中村充: 漁場造成のための内部波エネルギーによる湧昇流の利用, 沿岸海洋研究ノート, Vol. 15, No. 2, pp. 116~124, 1978.
- 2) 宗景志浩: 野見湾における海水交流調査, 昭和52年度水産学会秋季大会講演要旨, 1977.

Study on Sea Water Exchange by Internal Tide

By

Makoto NAKAMURA and Seiya HAGINO

Summary

Internal tide can be seen in such a bay, where exists a stratification. The internal tide in a bay causes also sea water exchange, the exchange rate depends on the amplitude of the tide. Even in a short ranged bay, such as a few km~10 km, the increase of the amplitude by resonance can happen and the sea water exchange is dominantly controlled by internal tide.

The oscillation of internal tide at the entrance of bay ($x=a$), ζ_t , is given by eq. (1).

$$\zeta_t = A_t \cos \sigma t, \quad \sigma = 2\pi/T \quad \dots\dots\dots (1)$$

where, A_t : the amplitude of the tide, T : the period of the tide. From the mathematical considerations, the displacement of the boundary in the bay, ζ , is expressed by eq. (10).

$$\zeta = \frac{\cos \frac{(2m-1)\pi}{2} \cdot \frac{T_f}{T} \cdot \frac{x}{a}}{\cos \frac{(2m-1)\pi}{2} \cdot \frac{T_f}{T}} \zeta_t \quad \dots\dots\dots (10)$$

$$T_f = \frac{4a}{c(2m-1)} \quad \dots\dots\dots (11)$$

$$c = \sqrt{\varepsilon g \frac{h_1 h_2}{h_1 + h_2}} \quad \varepsilon = \frac{\rho_1 - \rho_2}{\rho_2} \quad \dots\dots\dots (8)$$

etc.

where, L : the wave length of the internal tide, m : the internal mode, a : the length of the bay, c : the celerity of internal tide, ρ_1 , ρ_2 : the density of upper and lower layers, h_1 , h_2 : the thickness of both layers, x : the distance from end of the bay.

The displacement of free-surface by the free-surface tide is likely expressed by eq. (12), where n is the free-surface mode. With eqs. (10) and (12) the flow rates and velocities of upper and lower layers, q_2 , q_1 , u_2 and u_1 are given by eqs. (13)~(15).

These estimations are verified by the field survey at Nomi Bay.

養殖漁場の水質改善工としての

エアバブルカーテン (A.B.C.) に関する研究

乃 万 俊 文*

目 次

1. 緒 言	9	3.2 実験およびその結果	20
2. 密度成層のない場合	10	3.3 現地への応用	21
2.1 水理機構	10	4. A. B. C. による DO 変化	22
2.2 現地への展開	13	4.1 密度成層のない場合	22
2.3 実験およびその結果	14	4.2 密度成層のある場合	28
2.4 実験結果の考察	16	5. 結 論	29
2.5 実用化への考え方	18	引用文献	30
3. 成層破壊	19	参考文献	30
3.1 水理現象	19	Summary	31

1. 緒 言

海面養殖は限られた水域を生物生産の場として長期間使うものである。生物生産を有効に行うためには養殖施設の清掃、給餌などの管理作業が必要である。それらの作業は小舟で行うものであるから、養殖は岸に近く波浪の直接当たらないような場所で行われることが多い。このような静穏水域は、一般に外海水との海水の交換率が小さいため、養殖施設に多量の養殖生物を収容し、給餌を続ければ海底には残餌あるいは養殖生物の排泄物が蓄積することになり、水質悪化につながる。このように水質の悪化は養殖業に内在している¹⁾ と言え、養殖を行うためには水質改善対策は必須の項目である。

養殖漁場の水質悪化は、しかしながら、社会問題化している瀬戸内海の赤潮にみるように他産業による水質汚染に原因するものもある。また一方、近年の養殖業は経済性の面で機械エネルギーを投入できるまで高度に集約化される場合もでてきている。こうした中で機械エネルギー利用による水質改善工の一つであるエアバブルカーテン (以下 A. B. C. と略す) をとりあげた。

A. B. C. とは、水中で小孔列の付いたパイプから圧縮空気を噴出させて作った気泡幕をいう。これは 1907 年アメリカの P. Brasher が、海底トンネルの工事中に漏

れた圧縮空気の気泡幕によって波がさえぎられるのを発見し、空気防波堤として特許をとったことに始まる。A. B. C. に伴って水が上昇するが、この現象は今日では多方面に応用され、河口における塩水遡上の防止、湖、池やダムでの結氷防止、流出油の遮断、水中発破時の衝撃波の吸収、刺網と併用した漁具としての応用、養殖池や貯水池における水質改善の手段としてなど広く用いられている。ここでは内湾漁場や湖における水質改善工法としての A. B. C. について述べる。

水質悪化を生ずるような海域は、湾や入江であって外海との海水交流・交換の少ない所である。ここでの海水交換は、潮流による水平移流と潮汐流による拡散によって行われるが、その量は少なく、特に鉛直方向の移流、拡散はほとんどなく底層に無酸素水塊を形成する。このような水域では、底土中の硫酸還元細菌は有機物と海水中的硫酸イオンから毒性の強い H_2S (硫化水素) を発生させ水中生物の大量への死を引き起こすだけでなく、発生した H_2S はリン酸鉄からリン酸を遊離させ更に赤潮誘発の原因となる。

A. B. C. は底層の無または貧酸素水塊を表面に湧昇させ、海面曝 (ばっ) 気を促進するのみならず DO 過飽和の表層水と混合させる効果を有する。この H_2S の消失をうながし毒性を弱め底土からのリン酸溶出の抑制効

* 水産土木工学部

(注) この論文は、筆者の学位請求論文の一部である。その論文に対し、昭和 54 年 2 月 21 日九州大学から農学博士の学位が授与された。

果を発揮する。このように、A. B. C. は底層水の鉛直拡散、鉛直移流を促進させる。更に、湾口で潮流中に置かれた A. B. C. はその流況特性によって、上げ潮時には湾外水を表層に湧昇させて湾内へ流入させ、下げ潮時には湾内底層水を湾外表層へと流出させることによって層別恒流成分を増大させ、海水交換を増大させることができる。

このように A. B. C. は水質改善の工法としてすぐれた点をもっている。また簡易な施設でも効果のあることから貯水池等での応用が試験されているが²⁾、施設規模を如何に決定するか、その設計計算法はこれまで示されていない。ここでは、A. B. C. に伴う水理機構、成層破壊および DO 供給について検討し、更に応用としての設計計算法も示す。

本研究は、経常および行政対応の試験研究を行なうなかで得られたデータを取りまとめたものである。データとりまとめの機会を与えて頂いた農学博士中村充部長に感謝の意を表します。中村部長には、本研究を行なうに当って終始御指導、御援助を、また当時同じ研究室に所属していた萩野静也氏（現在北海道土木試験所、水産土木研究室長）に御援助を頂いた。ここに謹んで感謝の意を表します。

本研究に対し終始熱心な御指導を賜った佐賀大学、戸原義男教授、また有益な御批判、御指導を賜った九州大学、田中宏平教授、石尾真弥教授、四ヶ所四男美助教授に深い感謝の意を表します。

本研究を行なうに当っては、多くの方々の御協力、御援助を頂いた。水槽実験については、当時東海大学、海洋学部学生であった、高橋良幸、石崎大輔の諸氏をわずらわし、現地観測に当っては、高知県水産試験場病理科の皆様の御援助を頂いた。ここに記して感謝します。

また、本論文中、第2および第3章は引用文献の中から共同研究者の了解を得て著者がまとめ直したものである。

2. 密度成層のない場合^{a)}

2.1 水理機構

密度成層のない場合 A. B. C. によって誘起された上昇流は表面で水平流に変わり、A. B. C. から遠ざかる流れとなり、下層は上昇流の補償流として A. B. C. に向かう流れとなる。その観測された流況の一例を示すと、図-2-1 のようである。

図より流速分布は、上層ではほぼ三角形分布に、下層では一様分布に近いことが認められる。A. B. C. に更に

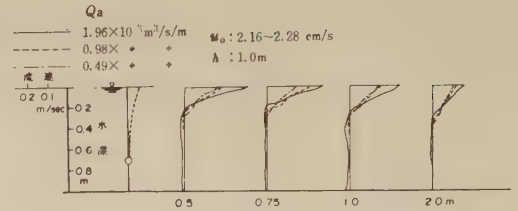


図-2-1 A. B. C. による流況
Flow pattern by A. B. C.

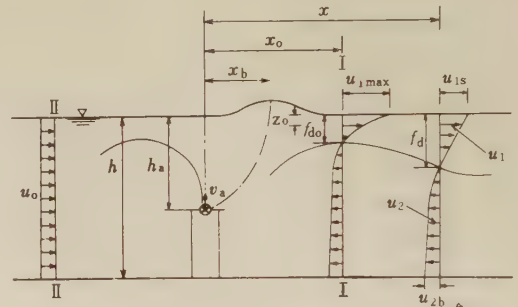


図-2-2 流況模式図

Schematic presentation of flow pattern by A. B. C.

一様流が加わった場合の流況模式は、図-2-2 のように示される。

このような A. B. C. による水理機構については、栗原の研究³⁾⁴⁾ および中村らの一連の研究⁵⁾⁶⁾⁷⁾ がある。

栗原は空気防波堤として A. B. C. による消波機能について研究し、消波機構は気泡上昇に伴う上昇水流およびこれが表面で方向を変えた水平流にあることを述べ、気泡上昇により発生する流速および運動量と気泡放出量との関係、および設計波（波長）を消波に必要な馬力計算等を示している。その解析に当って、Schmidt が理論的及び実験的に研究した熱線による水の対流の場合に対比できるように、気泡径が十分小さく、気泡の運動に関する抵抗係数が大きく、また気泡の数が十分多いという前提を設けている。また放気深が小さく気泡体積の水中での変化のない場合および放気深大で気泡体積変化のある場合に分けて解析し、後者の場合代表的流速を次式で示している（気泡体積一定の場合は、Schmidt の理論がそのまま適用できるとしている）。

$$U_0 = \eta_1 (gQ)^{1/3} \quad \dots \dots \dots (2.1)$$

ここに、 U_0 : 代表的流速、 Q : 気泡放出量

η_1 : 流速性能

流速性能については、Schmidt の理論をもとに次式を与えている。

$$\eta_1 = 1.994 \left(\frac{h_0}{h_0 + h} \right)^{1/3} \dots\dots\dots (2. 2)$$

ここに、 h ：放気深、 $h_0 \doteq 1$ 気圧の水柱換算高さ（ $\doteq 10\text{m}$ ）。

このように、気泡容積変化の場合、その流速性能は、放気深を大にするにつれて小さくなるが、逆に気泡容積が増大することにより上昇流量は、増加するので次に述べる気泡噴流の能率は、気泡容積一定の場合と同じになる。

また、導入した機械力に対し発生した運動量の比を、“気泡噴流の能率 η ” と呼んでいるが、これは、放気深に殆んど無関係で、

$$\overline{\eta} = 0.56 \sim 0.57$$

としている。

消波のための所要馬力について次式を与えている。

$$P = 0.002 \lambda^{2.5} \dots\dots\dots (2. 3)$$

ここに、 P ：所要馬力 (kW)、 λ ：波長 (m)、(また定数 0.002 は最も効果のよい場合である)。

中村らは、漁場水質改善の立場から、これまでは水底に気泡放出管を設置した場合の A. B. C. に伴う水理機構を研究している。その主な内容は、

A. B. C. 下流側* に発生する最大表面流速位置と A. B. C. 上流側で十分離れたところに検査面をとり、連続方程式および運動量方程式をたて、これらより最大表面流速、下層流速を求めている。その中で得られたことは、

- ①上層水平流(図-2-2において表面から流向の反転するまでの層の流れ)は三角形分布である。
- ②下層水平流は一様流と見なせる。
- ③気泡群による浮力が、両検査面内で作用する外力と見なせる。

ここでは、中村らの考え方を延長して、気泡放出管が水底になく任意の深さにあるより一般的条件での水理機構を解明する。

気泡放出管が水面下 $h_a (h_a < h)$ にある場合、最大流速を生ずる位置での上層流の流速分布を次式で表わす。

$$\frac{u_1}{u_m} = a \left(\frac{z}{z_0} \right) + b \dots\dots\dots (2. 4)$$

ここに、 u_m ：表面最大流速、 u_1 ：深さ z の上層水平流速、 z_0 ： u_1 が u_m の 1/2 となる深さ、 a 、 b は定数である。(上層水平流は、この場合、後述するように実験結果から三角形分布となり $a = -1/2$ 、 $b = 1$ となる)。

水平流の鉛直分布を既知とすれば、 u_m 、 u_2 および摩擦深度 h_f (表面から流向が反転するまでの層厚) がわかる

* 下流側とは、A. B. C. からみて一様流の流れ去る方向をいう。

と、A. B. C. に伴う水理機構は定まる。上層水平流は三角形分布、下層水平流は一様分布として以下解析する。

2.1.1 表面最大流速

連続の式

上層流量は上流側一様流の流量と下層補償流量との和に等しい。よって

$$\frac{u_m h_{f0}}{2} = u_2 (h - h_{f0}) + u_0 h \dots\dots\dots (2. 5)$$

ここに、 h ：全水深、 h_{f0} ：表層最大流速位置での摩擦深度、 u_2 ：下層水平流速、 u_0 ：一様流速。

運動量の式

図-2-2に示すように、検査面 I-I を下流側表面流の最大の位置に、II-II を上流側で十分離れたところにとる。両検査面を単位時間に出入する運動量は次式で示される。

$$\frac{dM}{dt} = \rho_w \int_0^{h_{f0}} u_1^2 dz - \rho_w u_0^2 h - \rho_w u_2^2 (h - h_{f0}) \dots\dots\dots (2. 6)$$

ここに、 ρ_w ：水の密度。

作用する外力は気泡群による上向きの浮力であり、この外力によって上昇流が発生し、その上昇流は静水面付近において重力によって方向を曲げられる。方向が変わることは気泡混在のため水の密度が減少し気泡を含まない水柱との間に圧力差を生じ、このため上層では A. B. C. から遠ざかり下層では A. B. C. に近づくような水平流動がおこると考えることができる。

発生した圧力差は気泡放出による浮力に対応するので、

$$P = F_f \dots\dots\dots (2. 7)$$

ここに、 P ：圧力差、 F_f ：浮力

浮力は次式で示される。

$$F_f = (\rho_w - \rho_a) g \int_0^{h_a} \gamma_a B dy \dots\dots\dots (2. 8)$$

ここに、 g ：重力の加速度、 B ：気泡放出管より y の高さでの気泡群の幅、 h_a ：気泡放出管設置水深、 y ：気泡放出管設置水深から鉛直上方にとった高さ ($y = h_a - z$)、 ρ_a ：空気の密度、 γ_a ：容気率。

深さ z における容気率は、

$$\gamma_a = \frac{Q_a}{B v_a} \frac{h_0}{h_0 + z} \dots\dots\dots (2. 9)$$

ここに、 Q_a ：気泡放出管の単位長さ、単位時間当りの気泡放出量 (1 気圧換算値)、 v_a ：気泡群の上昇速度である。

I, II 両検査面における水圧は水位を一定と考えて相

殺する。従って両検査面内における作用外力は浮力に基
ずく圧力差だけとなる。

式 (2.4), (2.5), (2.6) を整理すると,

$$\frac{dM}{dt} = \frac{\rho_w}{3} u_m^2 h_{f0} - \rho_w u_0^2 h - \frac{\rho_w}{h - h_{f0}} \left(\frac{h_{f0}}{2} u_m - u_0 h \right)^2 \quad \dots\dots\dots (2.10)$$

また $\rho_a \ll \rho_w$ であるので式 (2.8) において ρ_a をゼロと
おき式 (2.9) を代入すると,

$$F_f = \rho_w g \int_0^{h_a} \frac{Q_a}{B v_a} \cdot \frac{h_0}{h_0 + z} B dz \\ = \rho_w g \frac{Q_a h_0}{v_a} \ln \frac{h_0 + h_a}{h_0} \quad \dots\dots\dots (2.11)$$

式 (2.7)~(2.11) から次式を得る。

$$\frac{h_{f0}}{12h} \left(4 - 7 \frac{h_{f0}}{h} \right) u_m^2 + \frac{h_{f0}}{h} u_0 u_m - \left\{ \left(2 - \frac{h_{f0}}{h} \right) u_0^2 \right. \\ \left. + \frac{g Q_a}{v_a} \cdot \frac{h_0}{h} \left(1 - \frac{h_{f0}}{h} \right) \ln \left(1 + \frac{h_a}{h_0} \right) \right\} = 0 \quad \dots\dots\dots (2.12)$$

気泡の上昇速度は、気泡径の数倍程度上昇すると一定に
なることが知られている⁸⁾。つまり浮力と抗力が釣り合
うとすると,

$$(\rho_w - \rho_a) g \frac{\pi d^3}{6} = \rho_w g \frac{\pi d^2}{4} C_D \frac{v_a^2}{2g} \quad \dots\dots\dots (2.13)$$

ここに、 d : 気泡の直径、 C_D : 抗力係数

よって

$$v_a = \sqrt{\frac{4}{3 C_D} \cdot \frac{\rho_w - \rho_a}{\rho_w} g d} \quad \dots\dots\dots (2.14)$$

また d は取扱いを簡単にするため気泡放出口径に比例
すると考えて

$$d \propto \phi$$

ここに、 ϕ : 気泡放出口径。

これらから、気泡群の上昇速度は結局、

$$v_a = \frac{1}{\alpha_m} \sqrt{g \cdot \phi} \quad \dots\dots\dots (2.15)$$

ここに、 α_m は気泡群による上層流の発生効率に関する
係数で気泡係数と呼ぶ。

式 (2.12) に (2.15) を代入し、無次元化する。

$$\frac{1}{12} H_{f0} (4 - 7 H_{f0}) U_m^2 + H_{f0} U_0 U_m - \left\{ (2 - H_{f0}) U_0^2 \right. \\ \left. + \frac{\alpha_m Q_a}{\sqrt{g \phi} h} H_0 (1 - H_{f0}) \ln \left(1 + \frac{H_a}{H_0} \right) \right\} = 0 \quad \dots\dots\dots (2.16)$$

ここに、

$$H_{f0} = \frac{h_{f0}}{h}, \quad H_0 = \frac{h_0}{h}, \quad H_a = \frac{h_a}{h}, \quad U_0 = \frac{u_0}{\sqrt{gh}}$$

$$U_m = \frac{U_m}{\sqrt{gh}}$$

U_m について整理すると次式を得る。

$$U_m = \frac{6}{H_{f0} (4 - 7 H_{f0})} \left[\left\{ H_{f0}^2 U_0^2 \right. \right. \\ \left. \left. + \frac{H_{f0}}{3} (4 - 7 H_{f0}) (2 - H_{f0}) U_0^2 \right. \right. \\ \left. \left. + \frac{\alpha_m Q_a}{\sqrt{g \phi} h} H_0 (1 - H_{f0}) \ln \left(1 + \frac{H_a}{H_0} \right) \right\}^{1/2} - H_{f0} U_0 \right] \quad \dots\dots\dots (2.17)$$

摩擦深度については、後述するよう水理模型実験およ
び現地実験を通じて、全水深に対する比は 0.3~0.4 で
あったので、既知と見なすことができる。

2.1.2 表面流の減衰

最大流速発生位置から下流側 x の位置における上層平
均流速を $\bar{u}_1$ とする。この位置から dx の区間で上層流に
関する運動量方程式をたてると

$$\rho_w h_f \frac{\partial \bar{u}_1^2}{\partial x} dx + \rho_w v_b dx \bar{u}_1 + \int p_n ds = \int \rho_w g dV \\ - \tau_x dx \quad \dots\dots\dots (2.18)$$

ここに、 h_f : x 位置での摩擦深度、 v_b : 摩擦深度面での
鉛直流速 (下向きを+)、 p_n : 面積要素 ds に垂直な圧力
成分。

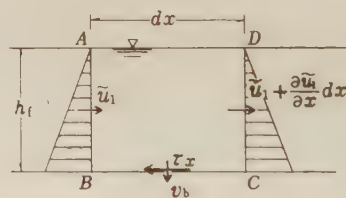


図-2-3

図-2-3 において AB 面および CD 面の水圧は相殺し、
また BC 面の p_n は体積力と相殺するので、

$$\int p_n ds = \int \rho_w g dV$$

従って、

$$\rho_w h_f \frac{\partial \bar{u}_1^2}{\partial x} + \rho_w v_b \bar{u}_1 = -\tau_x \quad \dots\dots\dots (2.19)$$

ここに τ_x は BC 面のレーノルズ応力で変動流速を $u'v'$
とすれば

$$\tau_x = \rho_w \bar{u'v'}$$

変動流速は相対速度に比例すると考えると、

$$u'v' \propto \bar{u}_1 + u_2$$

従って

$$\tau_x = \rho_w f (\bar{u}_1 + u_2)^2 \quad \dots\dots\dots(2.20)$$

ここに、 f : 摩擦深度面の摩擦抵抗係数。

上層流の減少量は下層への降下量となるので

$$v_b = -h_f \frac{\partial \bar{u}_1}{\partial x} \quad \dots\dots\dots(2.21)$$

また連続の条件は、

$$\bar{u}_1 h_f = u_2 (h - h_f) + u_0 h \quad \dots\dots\dots(2.22)$$

式(2.20)~(2.22)を(2.19)に代入して整理する。 $\bar{u}_1$ は気包放出量、放気水深等に関係するが、ここではこれらの条件は一定であるので $\bar{u}_1$ は流下距離 x のみの関数である。従って、

$$\frac{d\bar{u}_1}{dx} = -\frac{f(\bar{u}_1 - u_0)^2 h^2}{\bar{u}_1 h_f (h - h_f)^2} \quad \dots\dots\dots(2.23)$$

ここで、

$$\frac{x}{h} = X, \quad \frac{h_f \bar{u}_1}{h_{f0} \bar{u}_m} = \frac{u_{1s}}{u_m} = U_s, \quad \frac{u_0}{\bar{u}_m} = U_{s0}, \quad \frac{h_f}{h} = H_f$$

u_{1s} : x 位置での表面流速、 $\bar{u}_m$: 最大流速位置での平均流速。

とおき、式(2.23)を無次元化すると、

$$\frac{dU_s}{dX} = -\frac{f}{H_f(1-H_f)^2} \cdot \frac{(U_s - U_{s0})^2}{U_s} \quad \dots\dots\dots(2.24)$$

式(2.24)を解いて

$$\ln(U_s - U_{s0}) - \frac{U_{s0}}{U_s - U_{s0}} = -\frac{f}{H_f(1-H_f)^2} X + C \quad \dots\dots\dots(2.25)$$

ここで

$$X=0 \text{ で, } U_s=1 \rightarrow C = \ln(1 - U_{s0}) - \frac{U_{s0}}{1 - U_{s0}}$$

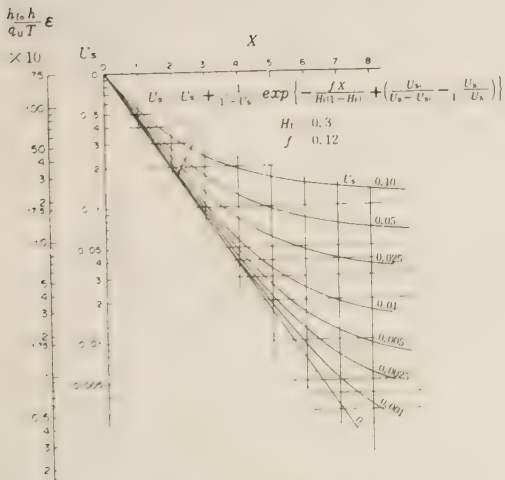


図-2-4 表面流の減衰
Attenuation of surface flow

よって、式(2.25)は

$$U_s = U_{s0} + (1 - U_{s0}) \exp\left\{-\frac{fX}{H_f(1-H_f)^2} + \left(\frac{U_{s0}}{U_s - U_{s0}} - \frac{U_{s0}}{1 - U_{s0}}\right)\right\} \quad \dots\dots\dots(2.26)$$

式(2.26)から U_s を求めることができる。特に、 $u_0=0$ ($U_{s0}=0$) の場合は次のようになる。

$$U_s = \exp\left\{-\frac{f}{H_f(1-H_f)^2} X\right\} \quad \dots\dots\dots(2.27)$$

$H_f=0.3$, $f=0.12$ において式(2.26)を計算した結果が図-2-4である。

A.B.C.による効果を表面流が1/100に減衰するまでと考えると一様流のない場合その範囲は水深の5.5倍程度である。図からまた一様流のある場合の効果の及ぶ範囲は下流側に大きくなることもわかる。

2.1.3 鉛直流

A.B.C.による湧昇流は表面において上層水平流となり、A.B.C.から遠ざかり、下層水はA.B.C.に向かって流れる。そして上層流の減衰は式(2.26)で与えられる。これを上層流量 q を使って書き改めると次式となる。

$$q = \frac{u_{1s} h_f}{2} = \frac{q_u}{2} \frac{h_f}{h_{f0}} \left[U_{s0} + (1 - U_{s0}) \exp\left\{-\frac{fX}{H_f(1-H_f)^2} + \left(\frac{U_{s0}}{U_s - U_{s0}} - \frac{U_{s0}}{1 - U_{s0}}\right)\right\} \right] \quad \dots\dots\dots(2.28)$$

ここに、 q_u : 湧昇流量で

$$q_u = h_{f0} u_m \quad \dots\dots\dots(2.29)$$

従って上層流量は、流下するにつれて減少するが、これは連続条件によって摩擦深度面以下に降下したことになる。その鉛直降下流速 v_b は、次式で与えられる。

$$v_b = -\frac{dq}{dx} \quad \dots\dots\dots(2.30)$$

2.2 現地への展開

漁場における水質環境、底質環境を支配する最も大きな要因は海水の実質交換率である。これまで水産において海水交換は重要視されていたが、その測定が困難なため、ある湾の海水交流量と水容積の比を“海水交換率”と呼んで、漁場水環境評価の一つの目安としていた。

ここではA.B.C.の鉛直移流、拡散による海水交換というものを考え、漁場水質改善工法としてのA.B.C.の一つの評価基準としたい。また、A.B.C.の設計のためには投入すべき機械エネルギーも見積らねばならない。そのためには、投入エネルギーの流れへの交換率も検討



図-2-5 A.B.C. による海水交換
Sea water exchange by A.B.C.

する。

2.2.1 鉛直移流による海水交換

任意の位置で摩擦深度面を通る鉛直降下流速は、式 (2.30) から求められる。鉛直移流による交換率を、ある区間での上層流量の減少量と摩擦深度面以深の水容積との比であると定義すると、1 潮汐当りの平均交換率は次式によって求められる。

$$\begin{aligned}\epsilon &= \left| \frac{dq}{dx} \right| \cdot \frac{T_t}{(h-h_f)} \\ &= \left| \frac{dq}{dX} \right| \cdot \frac{T_t}{h(h-h_f)} \dots\dots\dots(2.31)\end{aligned}$$

ここに、 ϵ : 1 潮汐間における下層水の交換率

T_t : 潮汐周期, $X=x/h$

式 (2.24), (2.28) および (2.29) から

$$\left| \frac{dq}{dX} \right| = \frac{q_u h_f}{2 h_{f0}} \cdot \frac{f}{H_f(1-H_f)^2} \cdot \frac{(U_s - U_{s0})^2}{U_s} \dots\dots\dots(2.32)$$

従って交換率 ϵ は

$$\epsilon = \frac{q_u}{2} \cdot \frac{f T_t}{h_{f0} h (1-H_f)^2} \cdot \frac{(U_s - U_{s0})^2}{U_s} \dots\dots\dots(2.33)$$

U_s は X の増加につれて減衰するから、交換率 ϵ も A.B.C. から離れるにつれて減衰する。

2.2.2 エネルギー効率

水面下 h_a に押し込まれた空気のもつエネルギーのうち、湧昇流へ交換された割合を、 α_E と表わしエネルギー係数と呼ぶ。

$$\alpha_E (\rho_w - \rho_a) g h_a Q_a = \frac{\rho_w q_u v_{\max}^2}{2} \dots\dots\dots(2.34)$$

ここに、 $v_{\max}$ は最大上昇流速で次のように考えられる。

$$v_{\max} \doteq u_m \dots\dots\dots(2.35)$$

式 (2.34) に (2.35) および (2.29) を代入し、 $\rho_a \ll \rho_w$ であるので ρ_a を無視して整理すると、エネルギー係数は次式で表わされる。

$$\alpha_E = \frac{u_m^3}{2 g Q_a} \cdot \frac{h_{f0}}{h_a} \dots\dots\dots(2.36)$$

2.3 実験およびその結果

水質改善工法としての A.B.C. の実験は水槽実験と現地実験から成る。水槽実験は、気泡を中層から放出した場合の流況、移流等について解析した。現地実験は、高知県浦の内湾の 2 次湾である鯛付漁場の湾口に 110m の直線状 A.B.C. を設置して、流況、移流効果および鉛直拡散効果について解析した。

2.3.1 実験方法と実験結果

a. 水槽実験

実験に用いた水槽は長さ 22.5m、深さ 2m、幅 1.8m のコンクリート水槽で、これは片側中央部 10m 区間がガラス張り観測部となっている。この水槽のほぼ中央部に外径 (B_0) 60mm、長さ 1.7m の塩化ビニール製気泡放出管を水深 0.25, 0.75, 1.25m と変化させて設置し、実験を行った。気泡放出管はその上半分に、直径 (ϕ) 1mm の空気噴出孔を 4 列に 5cm 間隔であけ、3.7kw のコンプレッサーで送気した。

実験の組合せは、表-2-1 の通りである。

表-2-1 実験の組合せ
Test run

気泡量 air flux Q_a (l/s/m)	0.49, 0.98, 1.96, 2.94
一様流速 uniform flow velocity u_0 (cm/s)	0~2.3
水深 total depth h (m)	1.0, 1.5
放気深 depth of ejection h_a (m)	0.25, 0.75, 1.25

流速測定は、上流側は気泡放出管から水平に、0.5, 0.75, 1.0, 2.0, 3.0m 下流側は、0.5, 0.75, 1.0, 1.5, 2.0, 3.0, 4.0m の位置で、鉛直方向には水面より深さ 3, 8, 13, 18, 23, 43, 63, 83, 104, 123, 143cm の各点で行った。

b. 現地実験

現地実験は、高知県浦の内湾の 2 次湾である鯛付漁場

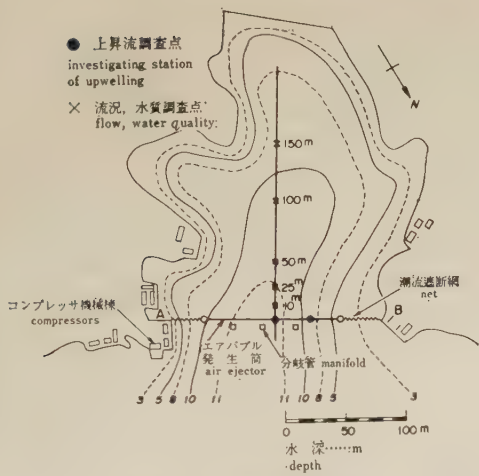


図-2-6 現地実験配置
A. B. C. in situ

で行われた。実験装置は直径 5 cm、長さ 4 m の塩化ビニール製気泡放尿管 26 本、総延長 110 m を水深 10 m の水底に布設した。

気泡放尿管 1 本には、水槽実験と同様直径 1 mm の気泡噴出孔を 4 列 5 cm 間隔に計 320 個あけた。気泡量は平均約 1.7 l/sec/m で、これは定格圧力 7 kg/cm² のコンプレッサ 3 台 (15kw×1, 22kw×2 台) で送気した。また湾内での固有な流れを遮断し、実験条件を一定にするために、気泡放尿管両端から岸に向かって潮流遮断網を設置した。

観測項目は流向流況、染料追跡による混合拡散、上昇流速、気泡量、DO、水温および塩分で、1973 年 7 月 5～6 日、同年 10 月 11～12 日に行った。流況は CM 2 型流向流速計を用い、湾中央部の A. B. C. にはほぼ直角に引いた測線上で測定した。測点は測線上で A. B. C. から 5, 10, 25, 100m の位置で、鉛直方向には、0.2, 1, 2, 3, 5, 7, 9, 10 m の水深である。染料拡散調査は、ウラン 50 gr を 500 cc の水に溶かした液を投入し、その水塊移動を浮き標尺等を用い目視および写真撮影によって行った。上昇流速は、染料溶液の入ったゴム風船を所定水深で破り、船上で染料の到達時間を測って計算して求めた。水質調査 (DO、水温、塩分) は、DO メーター、サリノメーターを用い、A. B. C. より、0, 50, 100, 150m の位置で測定した。

2.3.2 実験結果

a. 水槽実験

横流におかれた A. B. C. による流況の一例を図-2-7 に示す。

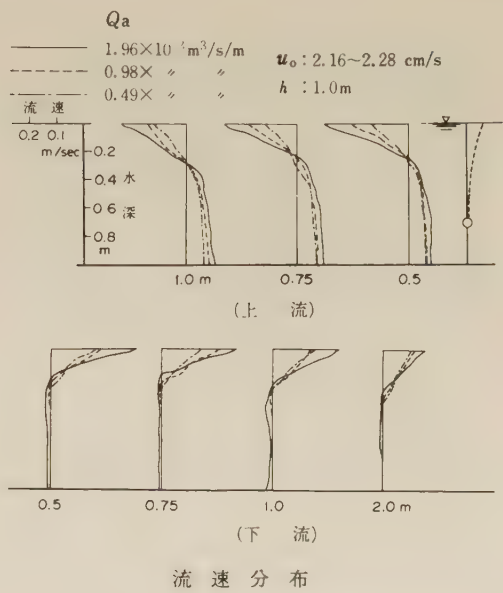


図-2-7 エアバブルカーテンによる流速分布図
Velocity profile by A. B. C. in uniform flow

b. 現地実験

1973 年 10 月 12 日～13 日に現地で行った流況調査結果を表-2-2 に示す (流速は得られた結果のうち測線に沿う成分のみ算出してある。)

表においてコンプレッサ運転中の観測時刻は、12 日 10 時、コンプレッサ休止中の観測時刻は、13 日 10 時

表-2-2 流況観測結果
Flow velocity distribution in situ

distance from A. B. C.		コンプレッサ運転中 with A. B. C.				コンプレッサ休 止中 without A. B. C.		
水深 depth	5 m	10m	25m	50m	0 m	25m	50m	
0.2m	cm/sec -31.0	cm/sec -14.9	cm/sec -4.7	cm/sec -3.8	cm/sec -8.4	cm/sec -3.8	cm/sec -2.2	
1	-16.9	-15.4	-4.7	—	—	-3.0	—	
2		-2.6	—	-1.3	—	—	—	
3		-3.8	-2.3	3.1	-3.9	—	—	
5		2.1	1.0	0.6	—	—	—	
7		4.0	0.0	—	—	—	—	
9		6.7	4.3	2.7	6.6	—	—	
10		6.4	5.6	1.7	5.7	—	—	

(注) 表中で+は湾外へ向う流れ、-は湾奥に向う流れ。また流速は湾軸への方向成分を示す。-は検出限界以下。

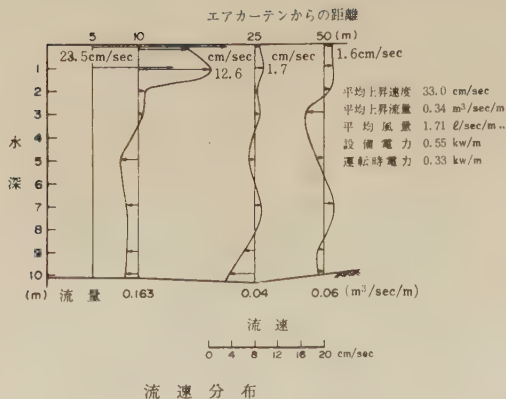


図-2-8 現地海域における A. B. C. による流速分布
Velocity profile by A. B. C. in situ

30分であり、両日の潮時はほぼ合致させてある。そして運転中の流速と休止中の流速の差を A. B. C. による流れの発生効果として図-2-8 に示す。

この結果から水面での気泡中心から 5 m 離れた点で最大流速は 23.5 cm/sec, 10 m 点で 12.6 cm/sec, 25 m および 50 m 点では、1.6~1.7 cm/sec 程度であった。流れの鉛直分布は水槽実験の場合ほど顕著ではないが、10 m 点で上層はほぼ三角形分布、下層は一樣分布に近い形であった。この時の摩擦深度は約 3.5 m で、上層は湾奥に向う流れ、下層は、A. B. C. に向う流れが認められた。しかし、25, 50 m 点の流速分布は非常に複雑な流れの様相を呈していた。

A. B. C. によって誘起された上昇流速は約 33 cm/sec, 上昇流量は 0.34 m³/sec/m であった。

2.4 実験結果の考察

ここに考察する実験結果は著者が直接関係した実験だけでなく、それ以前の中村らの実験結果も含まれる。すなわち水槽実験として長さ 35 m, 深さ 1.2 m, 幅 0.6 m の水槽で一樣流速 0~20 cm/sec, 気泡量 9~46 l/sec/m を与え、水底で気泡放出を行ったもの、また現地実験として高知県浦の内湾沢方の高知水試専用水面で行われた円壩状 A. B. C. 実験で、これは直径 5 cm, 長さ 4 m の塩ビ製気泡放出管を八角形に組み、水深 10 m の水底に布設し、15kw のコンプレッサーで 3m³/min (1.56 l/sec/m) の送気をしたものである。

2.4.1 流れによる気泡中心の吹かれ量

図-2-2 に示すように A. B. C. 一樣流が加わった場合、水面における気泡中心は気泡放出管直上になく下流側の位置にある。この x_b のことを気泡中心の吹かれ量と

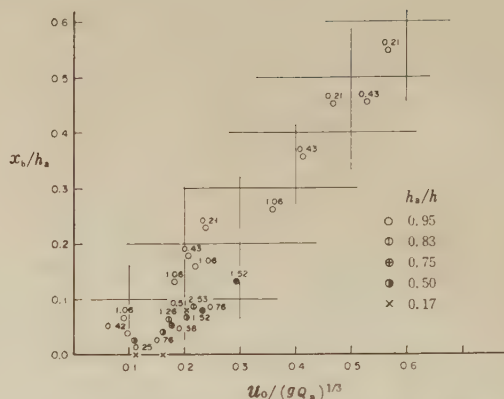


図-2-9 気泡中心の吹かれ量と一樣流速の関係
Deviated distance of bubble center by uniform flow

呼ぶ。吹かれ量は、一樣流速 u_0 と上昇流速 v_a の合成値として次のようにおくことができる。

$$x_b = \frac{u_0}{v_a} h_a \quad \dots\dots\dots (2.37)$$

式 (2.36) においてエネルギー係数は放気水深、気泡径、気泡量等に関係すると考えると、上昇流速 v_a は次のように表現される。

$$v_a = (gQa)^{1/3} f_1 \left\{ \frac{h_a}{h_{f0}}, \frac{Qa}{\sqrt{g\phi h}}, \frac{h_0}{h_a} \right\} \quad \dots\dots\dots (2.38)$$

ここに、 $f_1 \{ \cdot \}$ は関数記号である。

また

$$h_{f0} \propto h \quad \dots\dots\dots (2.39)$$

これらの関数を式 (2.37) に代入すると、

$$\frac{x_b}{h_a} \frac{(gQa)^{1/3}}{u_0} = f_1 \left\{ \frac{h_a}{h}, \frac{Qa}{\sqrt{g\phi h}}, \frac{h_0}{h_a} \right\} \quad \dots\dots\dots (2.40)$$

となる。

実験結果を式 (2.40) のように整理したのが、図-2-9 である。

2.4.2 流速の鉛直分布

流速分布形の相似性を検討するため、表面流速の 1/2 の流速となる深さを z_0 として流況を無次元化して図示すると図-2-10, 図-2-11, 図-2-12 のようになる。

図-2-10 は、表面最大流速を生ずる位置での上層流流速分布を、図-2-11 は、下流側の適当な位置での上層流の流速分布を示す。図-2-12 は、下流側適当な位置での上下層全水深にわたっての流速分布である。これらの図から流速の鉛直分布形は、下流側についてほぼ全断面相似

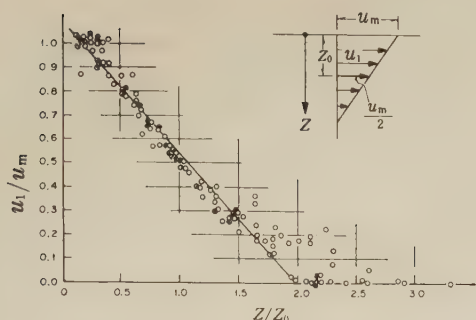


図-2-10 上層流速の鉛直分布
(最大流速の生じる位置)
Vertical distribution of u_1/u_m

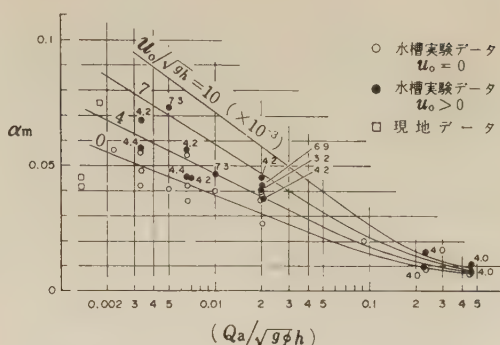


図-2-13 気泡係数 α_m
Relation between α_m and $(Q_a/\sqrt{g\phi h})$

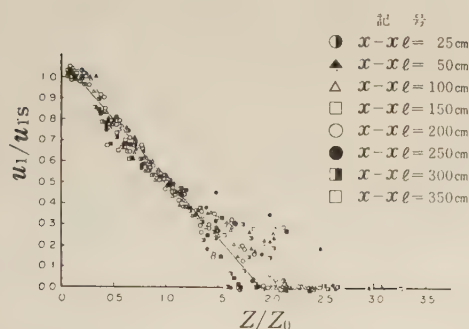


図-2-11 上層流速の鉛直分布 (下流側全測点)
Vertical distribution of u_1/u_{1s}

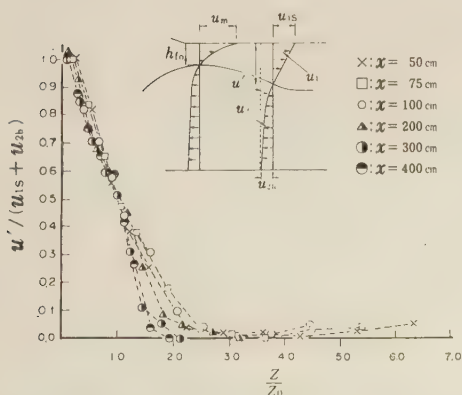


図-2-12 上下層流速の流速分布 (下流側全測点)
Vertical distribution of $u'/(u_{1s}+u_{2b})$

であると言える。またその分布形は上層は三角形分布に、下層は一様流に近いことが分かる。

2.4.3 気泡係数 α_m

気泡係数 α_m は式 (2.16) から逆算できるが、このように求めた実験値を整理したのが図-2-13である。 α_m は

水槽および現地においていずれも 0.1 より大きくなることはなかった。(なお現地での実験値 ($u_0/\sqrt{g\phi h} = 0$) は □印で図に示してある。

図から単位面積当りの放気量が小さく水深が大きい程 α_m すなわち、気泡の効率がよいことがわかる。

2.4.4 表面流の減衰

下流側について式 (2.26) の関係を図示すると図-2-14 のようになる。

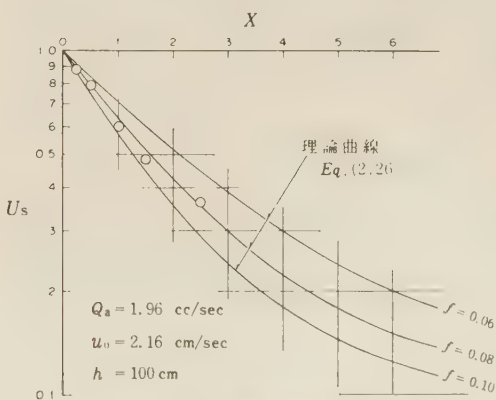


図-2-14 表面流速の減衰
Attenuation of surface flow

この図から、表面流速は、気泡のごく近傍を除き、距離の増加に伴ない指数関数的に減衰することが分かる。摩擦抵抗係数 f は水槽実験では、0.05~0.12、現地実験では、0.13 程度であった。

2.4.5 エネルギー効率

実測値を式 (2.36) で整理して図示したのが図-2-15 図である。

図から式 (2.36) は満足されており、式 (2.35) が正しいことが分かる。(気泡量 Q_a と u_m の関係より、式 (2.

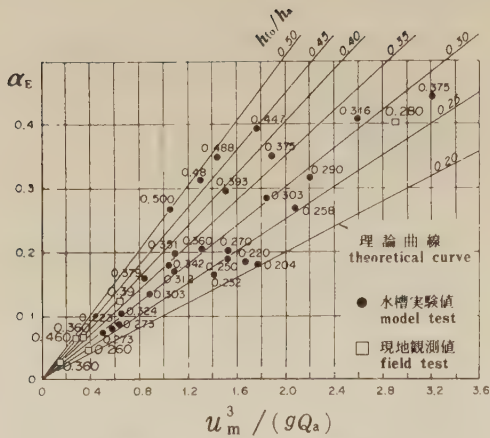


図-2-15 エネルギー効率 α_E
Relation between α_E and $u_m^3/(gQ_a)$

17) で示されている。)

2.5 実用化への考え方

これまで述べたように、A. B. C. によって発生した流況は海水交換にとって好ましいものであり、水質改善工法として使用されてよい特徴をもっている。使用する場合には当然動力が必要でありその算定が重要な問題となる。

2.5.1 動力

いまコンプレッサー出力を P 、湧昇効率を α_p とすると、この動力が行う仕事は、

$$\alpha_p \lambda P = (\rho_w - \rho_a) g h_a Q_a \dots\dots\dots (2.41)$$

ここに、 λ ：コンプレッサーの負荷率。

ρ_a をゼロとおき、 α_p について整理すると、

$$\alpha_p = \frac{w_0 h_a Q_a}{\lambda P} \dots\dots\dots (2.42)$$

ここに、 w_0 ：海水の単位重量。

高知県における水深 10m および 20m での実測において $\alpha_p = 0.53$ であった。

コンプレッサーの所要出力は、気泡量に対し式(2.42)から

$$P = \frac{w_0 h_a Q_a}{\alpha_p \lambda} \dots\dots\dots (2.43)$$

表面最大流速に対し、式 (2.36) を代入して

$$\begin{aligned} P &= \frac{\rho_w h f_0 u_m^3}{2 \alpha_p \alpha_E \lambda} \\ &= \frac{w_0 h f_0 u_m^3}{2 \alpha_p g \alpha_E \lambda} \dots\dots\dots (2.44) \end{aligned}$$

でそれぞれ与えられる。

2.5.2 応用への考え方

上述のように水質改善工法としての A. B. C. は理論的にも実際的にも現地漁場への実用の段階にきている。

ここにいる水質改善工法は底層への有機物堆積に起因して底層からはじまる水質悪化を抑止しようとするものであり、底層への DO 供給の最大の阻害要因である成層を破壊し、また発達させないよう機械力をもって上昇流または下降流を起こし鉛直混合を行うことである。従って A. B. C. の外にも、水ポンプによる上昇流または下降流、エアガンによる間歇(けつ)的エアバブル上昇流などが具体的な工法として実施されているが、その設計計算法は確立されていない。

上昇流が方向を変じた上層水平流は既述のように A. B. C. からの距離に応じて指数関数的に減少し、実質的にはある距離以上には効果が及ばないことが分かる。従って効果を大ならしめるには、潮流の積極的利用が必要である。つまり上昇流発生源付近の DO に富んだ水塊を潮流によって下流側へ移流させるのである。そのため A. B. C. は潮流に直角な線状に配置し必要とあらば潮流流下方向へある間隔をもって 2 線、3 線に配置したり、A. B. C. の場所を移動させる必要がある。また潮流が微弱である場合、これを強調するような潮流制御工⁹⁾との併用も考慮する必要がある。

このように上昇流による水質改善工法は、ある漁場水域において恒流成分に直角方向に配置された線状バブルカーテン群、または移動可能なバブルカーテンでなければならない。

A. B. C. 施設は次のように構成される。

- ① 陸上または、船上に設置される空気圧縮部
 - ② 海面に浮遊設置される分岐筒
 - ③ 水面下所定深さに設置される気泡放出管
 - ④ ①～②の間及び②～③の間を連結する主送気管及び分岐送気管
 - ⑤ ③を支持する架台または懸垂するためのブイ装置
- エアバブルカーテンには、このように水中に機械部が

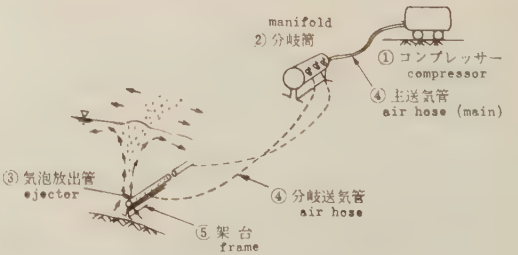


図-2-16 A. B. C. の構成模式図
Schematic representation of A. B. C. apparatus

ないので水中施設を軽便に作ることができる。このことから気泡放出管水深の調節, 設置場所の移動ができ, しかも船舶の航行を大きく妨げない等の利点をもち, 地形, 水質に応じての計画配置が可能である。

3. 成層破壊^{b)}

閉鎖性内湾漁場での密度成層は, DO の底層への移送を妨げ底層水の悪化をもたらすので内湾漁場においては, 密度成層即水質成層となりがちである。従って成層はない方がよく, 有機負荷の大きい養殖漁場においては積極的に成層破壊を行う必要もでてくる。

3.1 水理現象

密度成層のある場合も気泡上昇に伴う上昇流が発生する。気泡量が大で, 密度差の小さい場合, 下層水は直接静水面まで達し水平流に転じ, やがて落下し境界面付近の適当な密度の層を水平に A. B. C. から遠ざかる。気泡量が小, 密度差大の場合, 下層水の上昇高は小さくすぐ落下して A. B. C. から遠ざかる。いずれもその落下途中において上層水を混合連行する。従ってどんなに気泡量が小さくても, 気泡が静水面まで上昇する限り, 成層破壊は行われることになる。

この研究は現地海域への応用を目的としているので下層水を直接静水面まで湧昇させるようなことは, エネルギー効率も劣るので考えていない。ここでは“成層破壊”といっても, 密度のより大きい下層水を上層水中にある程度上昇させるように, 外見的には静かな成層破壊である。

成層破壊途中における流況は, 水槽実験においては, 湧昇した下層水が落下した後の水平流(中層流)が水槽端の壁面に到達するまでは, 表層と下層が A. B. C. へ向い中層が A. B. C. から遠ざかる 3 層流で(実際にはこれらに内部波の波動現象も加っている), 水槽端部の壁面に到達し反転してからは, 壁または A. B. C. に中層流が達する度毎に流れの層が増え, 流況を詳細に測定することは不可能であった。

このように成層破壊は, 上・下層厚の変化および下層における密度変化として表現され, 最終的には密度境界面が静水面に達し密度差がなくなることである。しかしこの場合, 気泡放出管設置水深より深い部分は死水層となって混合されず, 密度境界面が気泡放出管設置水深に残る。

成層破壊の水理現象は複雑で解析的に解くことができないので, 以下述べるように実験結果から帰納的に解くことにする。

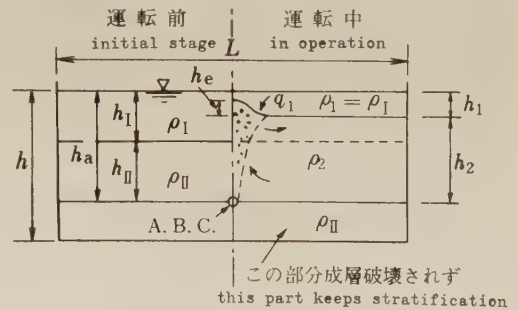


図-3-1 成層破壊模式図

Schematic representation of destratification

3.1.1 層厚変化

気泡放出開始からの時間と共に, 下層厚 h_2 は例えば図-3-3 のように変化する。下層厚の増加は上層厚 h_1 の減少であり, これは上層水が下層へ持ち去られたために起こる。すなわち,

$$\frac{dh_1}{dt} = -\frac{dh_2}{dt} = -\frac{q_1}{L} \dots\dots\dots(3. 1)$$

ここに, q_1 : 上層から下層への混入量, h_1, h_2 : 成層破壊途中における上層水および下層水の厚さ, L : 水槽の長さ, t : 時間。

上層からの混入量 q_1 は, 図-3-1 に示すように下層水が上層水中に湧昇し, これが内部落下する過程で上層水を連行する。Ellison-Turner によれば¹⁰⁾ 連行量は両流体の相対速度に比例する。

$$\frac{dq_1}{dx} = E v_s \dots\dots\dots(3. 2)$$

ここに, v_s : 相対流速, x : 流下距離である。E は比例定数ではば Richardson 数に反比例する。

図-3-2 に示す内部落下流で Richardson 数を求めれば

$$R_t = -\frac{g \frac{d\rho}{dn} \cos \theta}{\rho \left(\frac{dv_s}{dn} \right)^2} \dots\dots\dots(3. 3)$$

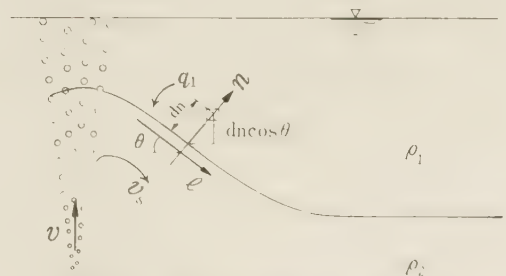


図-3-2 内部落下流説明および記号

Symbolic representation of internal fall

ここに、 g : 重力加速度、 ρ : 密度、 n : 落下流斜面に垂直な線素、 θ : 落下流斜面の水平となす角、である。

混入量 q_1 は式 (3.2) から

$$q_1 \propto E v_s l \dots \dots \dots (3.4)$$

l : 落下流斜面の長さ。

また、

$$\frac{dv_s}{dn} \simeq \frac{v_s}{n}, \quad \frac{1}{\rho} \frac{d\rho}{dn} \simeq \frac{\varepsilon}{n}$$

とおけるから、

$$R_s \propto \frac{\varepsilon g n \cos \theta}{v_s^2} \dots \dots \dots (3.5)$$

$$\therefore q_1 \propto \frac{v_s^3 l}{\varepsilon g n \cos \theta} = \frac{v_s^3 \tan \theta}{\varepsilon g \cos \theta} \dots \dots \dots (3.6)$$

また、内部落下斜面における流速 v_s は、湧昇流速 v に比例すると考えられる。 v は密度成層のない場合式 (2.34) のように求められており、これを密度成層破壊における下層について適用すれば、

$$v = \alpha' (g Q_a)^{1/3} \dots \dots \dots (3.7)$$

ここに、 α' : エネルギー係数および無次元摩擦深度に関する係数。

式 (3.6)、(3.7) から

$$q_1 \propto \frac{\alpha'^3 Q_a \tan \theta}{\varepsilon \cos \theta} \dots \dots \dots (3.8)$$

下層においては、上層水の混入があり、密度は時間と共に変化するが、その密度分布は一様であると仮定する。つまり、

$$\rho_2 = \frac{\rho_{II} h_{II} + \rho_I (h_2 - h_{II})}{h_2}, \quad \rho_I = \rho_I$$

ここに、 ρ_I, ρ_{II} : 初期における上層、下層密度、 ρ_1, ρ_2 : 成層破壊中における上層、下層密度、 h_I, h_{II} : 初期の上層および下層厚。

また ε は、

$$\varepsilon = \frac{\rho_2 - \rho_1}{\rho_2} = \frac{(\rho_{II} - \rho_I) h_{II}}{(\rho_{II} - \rho_I) h_{II} + \rho_I h_2} \dots (3.9)$$

上式において $(\rho_{II} - \rho_I) h_{II} \ll \rho_I h_2$ であるので分母において前者を無視すると

$$\varepsilon \doteq \frac{(\rho_{II} - \rho_I)}{\rho_I} \frac{h_{II}}{h_2} = \varepsilon_0 \frac{h_{II}}{h_2} \dots \dots \dots (3.10)$$

式 (3.8) および (3.10) を (3.1) に代入し、 h_2 について解くと、

$$\left. \begin{aligned} h_2 &= h_{II} \exp(K_E t) \quad (h_{II} \leq h_2 \leq h_a) \\ K_E &= \frac{\beta Q_a}{L \varepsilon_0 h_{II}} \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (3.11)$$

ここに、 β : α' および θ に関する係数。層厚変化は β が実験的に求まると計算できる。

3.1.2 下層水の湧昇高さ

密度 ρ_2 の下層水が境界面上 h_e まで湧昇するためには、位置のエネルギーと運動エネルギーの釣合から、

$$(\rho_2 - \rho_1) g h_e \propto \frac{\rho_2 v^2}{2} \dots \dots \dots (3.12)$$

式 (3.7)、(3.10) および (3.12) から湧昇高さは次のようになる。

$$h_e = \frac{\alpha (g Q_a)^{2/3} h_2}{2 \varepsilon_0 g h_{II}} \dots \dots \dots (3.13)$$

ここに、 α : α' に関する比例係数

3.2 実験およびその結果

3.2.1 実験の方法

実験は長さ 10 m (内実験部 8.5 m) × 幅 0.5 m × 高さ 1 m の両面ガラス張りの水槽に所定の密度成層を形成させ、実験部中央の水中に設置した 8 個のエアストーンから所定の気泡量を放出して行った。水槽は長さ 8.5 m の

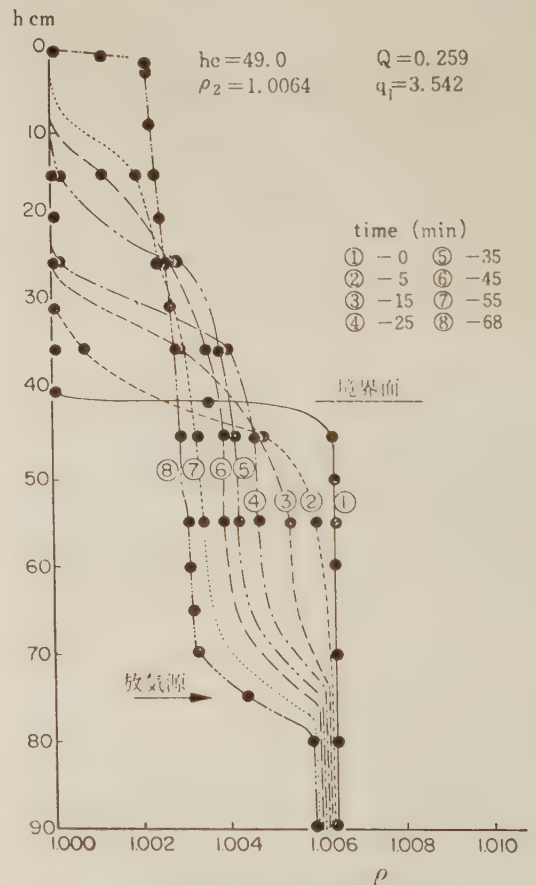


図-3-3 密度の鉛直分布と時間的变化
Change of density distribution

実験部と長さ 1.5m の淡水貯溜部に隔壁で分けられており、この隔壁は全幅にわたって高さを変化させることができる。密度成層は下層高をこの隔壁の高さに一致させるよう実験部に所定濃度の食塩水を貯溜し、淡水貯溜部に静かに淡水を流入させ隔壁上端から横溢流・湛水させて成層を形成させた後隔壁板を追加し実験部を完全に隔離した。このようにして求めた密度分布は例えば図-3-3 中の①に示すような分布となっていて、実験目的を満していた。

気泡は 8 個のエアストーンから均等に放出されるよう実験条件に合わせてあらかじめ分岐装置で調整して、本実験を行った。

密度は、実験範囲をカバーする密度のわかった 5～6 種の食塩水で、電気電導度計を実験前後に検定して、電気電導度から読みとった。流速は水素気泡発生装置で、流れの可視化を行って測定した。実験において表層は淡水、下層は塩水となり、水素気泡発生装置を使用すると塩水部に電流が流れ易く白金線の断線が考えられるので、水素気泡発生装置は塩水用、淡水用と複数に配置した。しかしながら成層破壊における流れは多層の非定常現象であるので、染料、四塩化炭素とキシレンの混合液小球の追跡と同様流速観察にとどまった。界面の高さは小球（四塩化炭素+キシレン）の位置で測った。湧昇高さは目視観測した。気泡量は実験の終了（湧昇高が静水面と一致）時に、ジョウゴで気泡をメスシリンダーに集め、要した時間と排水容積から求めた。

実験の組合せは、表-3-1 の通りである。

表-3-1 実験の組合せ

Test run

上層厚 h_1	20～40cm	上層密度 ρ_1	1.000
下層厚 h_2	35～55cm	下層密度 ρ_2	1.005～1.025
放気水深 h_a	75cm (1例60cm)		
全水深 h'	90cm	気泡量 Q_a	(cc/sec/cm) 0.075～0.723

3.2.2 実験結果

実験における層厚変化の一例は図-3-4 に示す。

図において混入エネルギー係数 β は式 (3.11) から求める。このように求めた実験結果は図-3-5 に示すようであり、 β の平均値は 0.125 であった。なお図-3-4 中の実線は $\beta=0.106$ とした曲線である。

また、湧昇高の計算式において気泡量と上昇速度との比例係数 α は、式 (3.13) から求めたが、その平均値は 1.9 であった。図-3-4 には、 $\alpha=1.9$ として計算した h_a と先に計算した h_2 の和が鎖線で示してある。

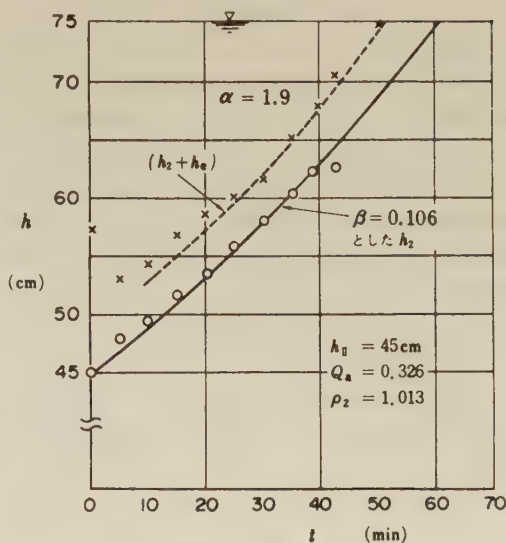


図-3-4 下層厚と湧昇高

Change of lower layer thickness and lift

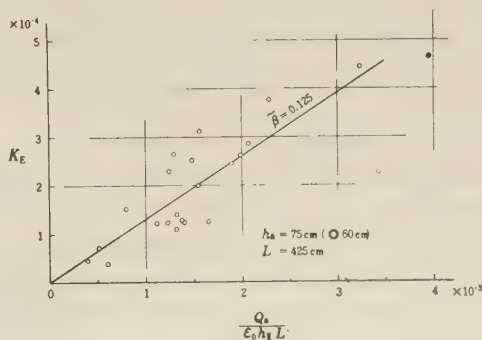


図-3-5 K_E と $\frac{Q_a}{\epsilon_0 h_1 L}$ の関係

Relation between K_E and $\frac{Q_a}{\epsilon_0 h_1 L}$

3.3 現地への応用

3.3.1 成層破壊および成層発達の抑制

以上の結果の現地への応用については、まず実験条件と現地条件とが力学的に相似である必要がある。

密度差については現地で起こるであろう密度の条件を考慮し、気泡量も下層水をいきなり表層まで湧昇することのない一般的な使い方なら現地条件を満足する。連行現象に関する相似は、Ellison-Turner などによる実験結果から流速に関する相似が保たれればよく、流況に関する相似は、現地水深 10～20m、これを圧力換算すれば実験の 2～3 倍となるが、一様密度の場合では水槽実験結果を 10 m、20 m の現地実験に適用することが可能であ

ったことを考えれば、本実験も現地への適用が可能であると考えられる。

A. B. C. による成層破壊の現地への応用については、既に発達している密度成層の破壊と、密度成層を発達させないことが考えられる。

既存密度成層の破壊について、図-3-1に示すような密度成層があった場合、成層破壊が完了するのは、式(3.11)において $h_2 = h_a$ となればよいから、これに要する時間 T は、

$$T = \frac{1}{K_E} \ln\left(\frac{h_a}{h_{II}}\right) \quad \dots\dots\dots(3.14)$$

また逆に図のような初期密度成層を時間 T で破壊するのに必要な気泡量 (A. B. C. 単位長さ当り) は次式で示される。

$$Q_a = \frac{\epsilon_0 h_{II} L}{\beta T} \ln\left(\frac{h_a}{h_{II}}\right) \quad \dots\dots\dots(3.15)$$

次に成層発達の抑制について考えてみると、一般に成層は水面下ある深さに形成され、その発達は密度差が時間と共に大きくなって、境界面の深さが変化することはない。従ってその密度差増大に応じて成層破壊を行えばよい。そのための気泡量は基本的には式(3.15)で計算できる。

しかしながら成層破壊は水理現象の項に述べたように層厚変化が必然的に伴うので界面位置を一定に保って密度差だけを減少させるものではない。従って成層発達の抑制は大きな気泡量で全体的な成層破壊を行っておいその後の成層発達を抑えるか、成層が形成され始める時期から A. B. C. を運転して長期に亘って成層の抑制をはかるかの方法が考えられる。

3.3.2 成層破壊におけるエネルギー効率

成層破壊によって、はじめ密度成層を形成していた水が上下均一な密度の水塊となる。その間水は A. B. C. によって運動のエネルギーを受け、結果として位置のエネルギーを増加させる。得られた位置のエネルギーは成層破壊前後の静水圧分布の差から、

$$e_p = \frac{\rho_2' g h_2^2 a}{2} - \left(\frac{\rho_1 g h_1^2}{2} + \rho_1 g h_1 h_{II} + \frac{\rho_{II} g h_{II}^2}{2} \right) \quad \dots\dots\dots(3.16)$$

ここに、 e_p : 単位面積の水柱の得た位置のエネルギー、
 ρ_2' : 成層破壊後の密度で、

$$\rho_2' = \frac{\rho_1 h_1 + \rho_{II} h_{II}}{h_1 + h_{II}}$$

式(3.16)を整理すると e_p は、次式で与えられる。

$$e_p = \frac{(\rho_{II} - \rho_1) g h_1 h_{II}}{2} \quad \dots\dots\dots(3.17)$$

従って単位幅の漁場長さ L では増加した位置のエネルギーは、

$$E_p = e_p \cdot L = \frac{(\rho_{II} - \rho_1) g h_1 h_{II}}{2} L \quad \dots\dots\dots(3.18)$$

つまり成層破壊によって水は式(3.18)で示される E_p だけ位置のエネルギーを得たことになる。

成層破壊を行うために必要な機械エネルギーを E_m とすると、式(2.43)、(3.15)から、

$$E_m = \lambda P T = \frac{\epsilon_0 w_0 h_{II} h_a L}{\alpha_p \beta} \ln\left(\frac{h_a}{h_{II}}\right) \quad \dots\dots\dots(3.19)$$

成層破壊におけるエネルギー効率を R とすると、 R は次式で与えられる。

$$R = \frac{E_p}{E_m} = \frac{\alpha_p \beta h_1}{2 h_a \ln\left(\frac{h_a}{h_{II}}\right)} = \frac{\alpha_p \beta}{2} \frac{h_1/h_{II}}{(1+h_1/h_{II}) \ln(1+h_1/h_{II})} \quad \dots\dots\dots(3.20)$$

つまりエネルギー効率は上・下層厚比に関係し、 h_1/h_{II} が小さい程、つまり放気深を深くする程効率は大きくなる。

4. A. B. C. による DO 変化

4.1 密度成層のない場合

A. B. C. による酸素溶入は、①気泡から水中への酸素の直接溶入および、②A. B. C. に伴う表面曝気とに大別される。

①については Eckenfelder 次式を与えている¹¹⁾。

$$\frac{dc_a}{dt} = K_L \frac{A}{V} (c_s - c_a) \quad \dots\dots\dots(4.1)$$

ここに、 dc_a/dt : 気泡の周囲の水への酸素の移動速度、
 c_s : 飽和酸素量、 c_a : 気泡の周囲の水の DO、 K_L : 酸素移動係数、 A : 気泡の表面積、 V : 気泡の体積。

気泡から直接水への酸素溶入には、気泡形成時、上昇時および水面で気泡が破れつする時の3つの過程があるが、それぞれの過程における溶入量の分離が困難なので全過程を平均して K_L は求められるので、 K_L は水深にも関係して次のように与えられる。

$$K_L = \frac{\kappa v_a}{h_a^{1/3}} \left(\frac{D_m}{\nu} \right)^{1/2} \quad \dots\dots\dots(4.2)$$

ここに、 κ : 係数、 D_m : 酸素ガスの中への分子拡散係数、 ν : 動粘性係数。

つまり、酸素の水中への直接溶入は、気泡の大きさ、

上昇速度、不飽和量などに関係するが、特別な装置を用いない限り気泡径は1～数cmであり、その上昇速度は数10 cm/secのオーダーとなり、水に接する時間が短かく水中への直接溶入量は小さい。ここではその量が小さいこと、また無視することが水質改善の設計にとっては安全側*となることから、気泡からの直接溶入を無視し、貧酸素水塊の海面曝気による酸素溶入量について検討する。

気泡放出によるDO増大については観賞魚水槽や水産試験場などのフ化・飼育水槽でのエアストーンによるものがある。これらの水槽における気泡量またその気泡を発生させるための圧縮機の容量は確かに小さいものであるが、水槽の容積に比較すると決して小さいものではない。比較的大きな気泡量で湧昇させられるため水は、静水面上ある高さまで湧昇し、落下する。その落下や気泡の破れつなどに伴う空気混入は大きく、また水槽表面における水平流速も表面曝気を起こすに十分の大きさがある。ここに述べるA. B. C.に伴うDO変化は現地への応用を目的としているので漁場水容積に対して小さな施設容量となるような気泡量を考えており、上述の水槽での現象のような空気混入は起こらない。もし起ったとしても無視できる程度のものである。水槽でのエアストーンと現地でのA. B. C.の両者は外見上は似た現象であるが、DO変化ということでは現象は異なっている。

A. B. C.に伴う流れによってDOが増加する機構を模式的に図-4-1に示す。(これまで上昇流速は三角分布としていたが、ここでは取扱いを簡単にするため平均化して一様分布と考える)。

図に示すようにDO濃度 c_2 の底層貧酸素水塊が表層に湧昇し、これが海面で酸素不飽和量 $(c_s - c)$ に比例した

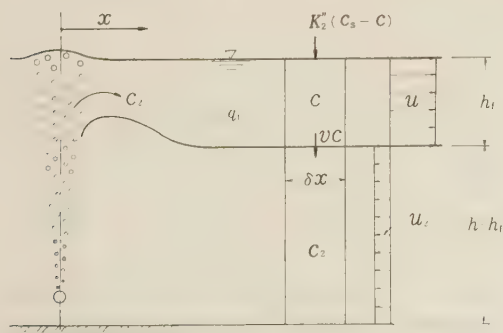


図-4-1 A. B. C.によるDO増加機構模式図
 Schematic representation of DO change

* 気泡からの直接溶入を無視すると逆に大きな曝気量が必要となり不経済となるが、水質の面からは、より大きなDOとなり水質はより安全となる

量だけ酸素溶入を受けながら水平流としてA. B. C.から遠ざかる。一方その一部は降下流速 v で下層に運ばれ下層水のDOも変化する。この場合A. B. C.から x の位置での微小長さ δx 、上層厚 h_f 、下層厚 $(h - h_f)$ の水柱のDO収支方程式をLagrange的に考える¹²⁾。

解析に当っては、現象を単純化して水中には、B. O. D., C. O. D.などの還元性物質は溶存せず、酸素だけが溶存している無機・無生物的な水塊を考える。更に移流によるDO輸送に比べて、拡散によるDO輸送は小さいので¹³⁾これを省略する。

上層について
 収支方程式

$$h_f \frac{d(c\delta x_1)}{dt} = K_2''(c_s - c)\delta x_1 - vc\delta x_1 \dots\dots\dots(4.3)$$

連続の式

$$h_f \frac{d\delta x_1}{dt} = -v\delta x_1 \dots\dots\dots(4.4)$$

下層についての収支および連続の式は、式(4.5)、(4.6)となる。

$$(h - h_f) \frac{d(c_2\delta x_2)}{dt} = vc\delta x_2 \dots\dots\dots(4.5)$$

$$(h - h_f) \frac{d\delta x_2}{dt} = v\delta x_2 \dots\dots\dots(4.6)$$

ここに、 δx_1 、 δx_2 ：上層および下層における微小長さ、 c 、 c_2 ：A. B. C.から x の位置での上層および下層のDO、 c_s ：飽和酸素量、 K_2'' ：酸素溶入係数、 v ：摩擦深度面での鉛直降下流速($v = v_0$)。式(4.3)～(4.6)によって上層および下層での移動座標系についてのDO変化が次のように得られる。

$$\frac{dc}{dt} = \frac{K_2''}{h_f}(c_s - c) \dots\dots\dots(4.7)$$

$$\frac{dc_2}{dt} + \frac{v}{(h - h_f)}c_2 = \frac{v}{(h - h_f)}c \dots\dots\dots(4.8)$$

上層についての式(4.7)中の K_2'' は再曝気係数 K_2 等を用いて表わせれば、等方性乱流の場合

$$\begin{aligned} K_2'' &= K_2 h_f \\ &= \sqrt{\frac{D_m u}{h_f}} \dots\dots\dots(4.9) \\ &= A_k \sqrt{u} \end{aligned}$$

ここに、 D_m ：酸素ガスの水中への分子拡散係数、 u ： x 位置での上層平均流速(4.2水理機構の項では $\bar{u}_1$ とおいたもの)。

式(4.7)に(4.9)を代入すると、

$$\frac{dc}{c_s - c} = \frac{A_k}{h_f} \sqrt{u} dt \dots\dots\dots(4.10)$$

いま Lagrange 的に u で x 方向に移動する座標を考えて式 (4.10) を積分する。

上層平均流速 u については式 (2.27) から

$$\left. \begin{aligned} u &= u_m e^{-\sigma x} \\ \sigma &= \frac{1}{H_f(1-H_f)^2} \frac{f}{h} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (4.11)$$

$u = dx/dt$ であるから

$$e^{-\sigma x} = \frac{1}{\sigma u_m t + 1} \dots\dots\dots (4.12)$$

式 (4.11), (4.12) を (4.10) に代入して積分すると

$$-\ln(c_s - c) = \frac{K}{\zeta H_f} \sqrt{\sigma u_m t + 1} + \text{const} \dots\dots\dots (4.13)$$

$$\zeta = \frac{\sigma h}{2}, \quad K = \frac{A_k}{u_m^{1/2}} = \sqrt{\frac{D_m}{h_f u_m}}$$

$t=0$ で, $c=c_2, x=0$ であるから

$$\begin{aligned} \ln \frac{c_s - c}{c_s - c_2, x=0} &= -\frac{K}{\zeta H_f} (\sqrt{\sigma u_m t + 1} - 1) \\ &= -\frac{K}{\zeta H_f} (e^{\frac{\sigma x}{2}} - 1) \dots\dots\dots (4.14) \end{aligned}$$

従って上層については次式となる。

$$c = c_s - (c_s - c_2, x=0) \exp \left\{ -\frac{K}{\zeta H_f} (e^{\frac{\sigma x}{2}} - 1) \right\} \dots\dots\dots (4.15)$$

つまり上層 DO の分布は原点 (A. B. C. 中心) で下層から湧昇してくる濃度 $c_2, x=0$ がわかると上式で与えられる。

下層については, $t=0$ で原点から x_ξ だけ離れた位置の水塊が u_2 の速度で原点へ向い, 原点から u の速度で進行する上層水と出会う。その位置を x_s とし, これに原点から上層速度で至る所要時間および x_ξ から下層速度で至る所要時間を T_s , x_s から原点に至るまでの下層速度での所要時間を T_b , x_ξ から原点に至る下層速度での時間を T_ξ とすると,

$$T_\xi = T_s + T_b \dots\dots\dots (4.16)$$

$t=0$ で x_ξ にあった下層水は原点に至る時間 T_ξ のうち, T_s 時間は上層初期濃度 c_a を供給され, T_b 時間は $x=0$ で湧昇した下層水の DO 改善された上層水と出会うのでその濃度 c を供給される。

下層流速は連続の条件から次のように求められる。

$$-u_2(h-h_f) + u h_f = 0 \dots\dots\dots (4.17)$$

よって,

$$u_2 = \frac{h_f u_m}{(h-h_f)(\sigma u_m t + 1)} \dots\dots\dots (4.18)$$

また T_s と T_b の関係は上層および下層の水がいずれも x_s だけ移動する時間である。

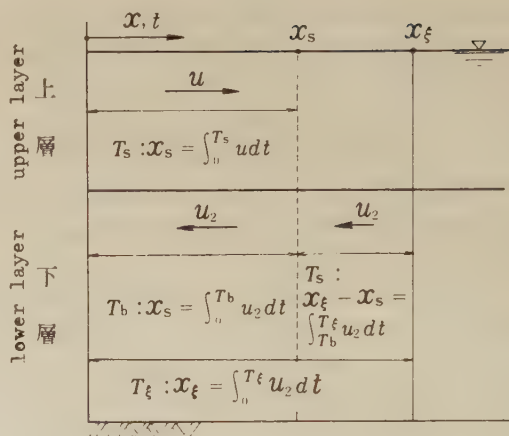


図-4-2 上層・下層における時間・距離の関係
Definition of distances functioned by time

$$x_s = \int_0^{T_s} u dt = \int_0^{T_b} u_2 dt$$

つまり

$$\frac{1}{\sigma} \ln(\sigma u_m T_s + 1) = \frac{1}{\sigma} \frac{h_f}{h-h_f} \ln(\sigma u_m T_b + 1) \dots\dots\dots (4.19)$$

よって

$$T_b = \frac{1}{\sigma u_m} \{ (\sigma u_m T_s + 1)^{\frac{h-h_f}{h_f}} - 1 \} \dots\dots\dots (4.20)$$

下層水塊が T_s 時間移動する間に出会い, 供給を受ける上層水濃度 c_a は一定と考えると式 (4.8), (2.30) および (4.11) から

$$\frac{dc_2}{dt} + \frac{h_f \sigma u_m}{(h-h_f)} \frac{c_2}{\sigma u_m t + 1} = \frac{h_f \sigma u_m}{(h-h_f)} \frac{c_a}{\sigma u_m t + 1} \dots\dots\dots (4.21)$$

ここで, $\sigma u_m t + 1 = \tau \left(dt = \frac{d\tau}{\sigma u_m} \right)$ とおくと,

$$\frac{dc_2}{d\tau} + \frac{h_f}{(h-h_f)} \frac{c_2}{\tau} = \frac{h_f}{h-h_f} \frac{c_a}{\tau} \dots\dots\dots (4.22)$$

初期条件 $t=0(\tau=1)$ で $c_2=c_{20}$ とおいて解くと,

$$c_2 = \frac{h_f}{h} c_a + \left(c_{20} - \frac{h_f}{h} c_a \right) \tau^{\frac{h_f}{h-h_f}} \dots\dots\dots (4.23)$$

(但し, $1 \leq \tau \leq \sigma u_m T_s + 1$ ($0 \leq t \leq T_s$))

このように上層濃度が一定と考えられる x_ξ から x_s の区間を進行する T_s 時間では下層濃度の解析解は式 (4.23) のように得られる。しかしながら, x_s 以降では上層濃度 c は時間および場所の関数となり式 (4.8) および (4.15) を連立させて解析的に解くことは困難である。

4.1.1 数値実験

以上述べたように下層へ供給される上層 DO が場所お

よび時間の関数と考えると解析解を得ることが困難であるので、上層濃度が一定と見なせる微小時間、微小距離での下層 DO の変化を求め、これを累積して全体の分布を知ることにする。

a. 無限海域の場合

数値計算においては、まづ原点 (A. B. C. 中心) からの上・下層距離をそれぞれの流速で微小時間経過した距離で分割し ($\delta x_i = u_i \delta t$)、ある区間での DO はその微小時間に微小量増加すると共に、そのまま次の区間の DO となる。このように微小時間ステップ毎に DO を増加しながら次の区間へと移動し、上層においては A. B. C. から遠ざかり、下層は逆に A. B. C. に近づく。また原点に接続する区間では下層の DO は次のステップには上層にそのまま移行すると考える。

あるステップ後の水塊の原点からの距離を上層に添字 1、下層に 2 を与えて表わすと、

$$x_{1,m} = \frac{1}{\sigma} \ln \{ \sigma u_m (m \Delta t) + 1 \} \quad \cdots \cdots (4.24)$$

$$x_{2,n} = \frac{1}{\sigma} \frac{h_f}{h - h_f} \ln \{ \sigma u_m (n \Delta t) + 1 \} \quad \cdots \cdots (4.25)$$

ここに、添字 m, n はその距離に至る上層、下層速度でのステップ数を表わす。

原点からある等しい距離に至るための n と m の関係は次式となる。

$$m = \frac{1}{\sigma u_m \Delta t} \{ (\sigma u_m \Delta t \cdot n + 1)^{\frac{h_f}{h - h_f}} - 1 \} \quad \cdots \cdots (4.26)$$

m, n は式 (4.24)、(4.25) に述べるよう整数であり式

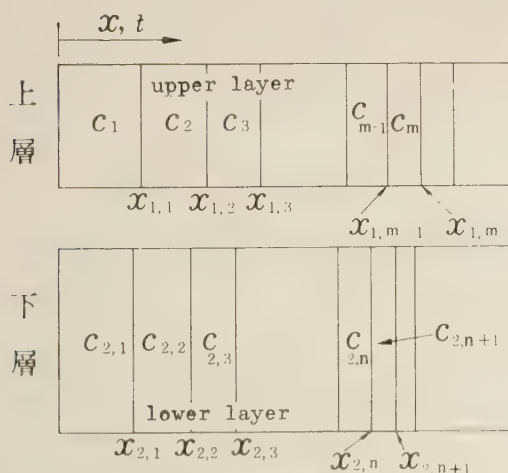


図-4-3 上層および下層の分割

Segments of the layers depend on the distance

(4.26) において右辺が必ずしも成立しない。計算に当っては上層 m を固定させた $\Delta x_{1,m}$ 区間 ($= x_{1,m} - x_{1,m-1}$) を考え、この区間にある下層分割区間、 $\Delta x_{1,m}$ とこれに隣接する区間 ($\Delta x_{1,m-1}, \Delta x_{1,m+1}$) にまたがる下層分割区間を計算し、両区間にまたがる場合はそれぞれの長さに応じて $\Delta x_{2,n} (= x_{2,n} - x_{2,n-1})$ を分割して上層区間に対応させて DO 輸送は計算する。

上、下両要素のすれ違い微小時間 δt においては v および c は一定と考えるので式 (4.8) は次式となる。

$$c_{2,n}^{t+1} = c + (c_{2,n+1}^t - c) e^{-\frac{v}{h-h_f} \delta t} \quad \cdots \cdots (4.27)$$

ここに、 c : 考えている区間の直上の上層水の DO、添字 $t+1$ はステップ t から δt だけ経過したことを表わす。

また微小時間で一定と仮定した降下流速 v は原点からの距離の関数として次式で与えられる。

$$v = \frac{-dq}{dx} = \sigma h_f u_m e^{-\sigma x} \quad \cdots \cdots (4.28)$$

表層における DO 増加は式 (4.15) のように原点からの距離 (但しこれは時間と独立でない) の関数として解けているが、下層での考え方に合わせて式 (4.7) において δt すなわち $\delta x = u \delta t$ 区間では K_2'' を一定と見なして δt 間での変化を見ると

$$c_m^{t+1} = c_s - (c_s - c_{m-1}^t) \exp \left(-\sqrt{\frac{D_m u_m}{h_f^3}} \sqrt{e^{-x_{1,m-1}}} \delta t \right) \quad \cdots \cdots (4.29)$$

以上、式 (4.24)~(4.29) を使い流れに関する条件として界面摩擦抵抗係数 $f=0.128$ 、水深 $h=10\text{m}$ 、 $H_f=0.35$ 、また酸素変化に関する条件として酸素ガスの中への分子拡散係数 $D_m=2.2 \times 10^{-9}(\text{m}^2/\text{sec})=7.92 \times 10^{-6}(\text{m}^2/\text{hr})$ 、飽和酸素量 $c_s=6.0 \text{ cc/l}$ と置き、上層および下層の初期 DO を、4.0、2.0 および 3.0、3.0 とおいて経過時間による DO 変化をみると表-4-1 のようになる。(計算に当っては計算機の記憶容量の制限を受け計算範囲は上層 50.417m、下層 50.416m となった)。

表において濃度は計算区間内の全平均濃度であり、また O_s は単位時間当りの大気中からの酸素溶入量で、ここでは次式で求めた。

$$O_s = \frac{dc}{dt} V \quad \cdots \cdots (4.30)$$

ここに、 V : 区間 L の容積、 dc : DO 増加量。

b. 有限海域の場合 (または A. B. C. を複数に設置した場合)

端部で表層流は下層流に移行する。考える端部を添

表-4-1 計 算 結 果 (無限海域)

Calculated DO (infinite basin)

水深 10m 計算範囲 50.417m, 上層 (90分割) 下層 (3,856 分割)

飽 和 酸 素 量 $C_s = 6.0 (\text{cc}/\ell)$

上層初期濃度 upper layer	4.0 (cc/ℓ)				4.0				3.0			
下層初期濃度 lower layer	2.0 (cc/ℓ)				2.0				3.0			
最大流速 u_m max. velo.	0.2 (m/sec)				0.1				0.2			
ケ ー ス	I - 1				I - 2				I - 3			
経 過 時 間 duration	上層濃度 upper	下層濃度 lower	平均濃度 overall	O_s	上層濃度 upper	下層濃度 lower	平均濃度 overall	O_s	上層濃度 upper	下層濃度 lower	平均濃度 overall	O_s
0 hr	4.0	2.0	2.7	(ℓ/hr)	4.0	2.0	2.7	(ℓ/hr)	3.0	3.0	3.0	(ℓ/hr)
1	2.506	2.521	2.515		2.728	2.515	2.589		3.008	3.005	3.006	
2	2.452	2.485	2.474		2.510	2.523	2.519		3.016	3.012	3.013	3.413
3	2.463	2.474	2.470		2.451	2.503	2.485		3.023	3.019	3.020	3.564
4	2.472	2.473	2.472		2.460	2.491	2.480		3.030	3.026	3.027	3.564
5	2.480	2.476	2.478		2.467	2.486	2.479		3.037	3.033	3.034	3.585
10	2.523	2.512	2.516	(3.864)	2.499	2.492	2.495		3.073	3.068	3.070	3.579
20	2.606	2.595	2.599	4.170	2.558	2.546	2.550	(2.793)	3.143	3.137	3.140	3.518
30	2.688	2.675	2.680	4.080	2.617	2.603	2.608	2.928	3.212	3.205	3.208	3.434
40	2.767	2.754	2.759	3.982	2.675	2.660	2.665	2.889	3.279	3.272	3.274	3.351
50	2.845	2.831	2.836	3.887	2.731	2.717	2.722	2.839	3.344	3.336	3.339	3.269
100	3.206	3.188	3.194	3.615	3.000	2.983	2.989	2.698	3.648	3.637	3.641	3.041

表-4-2 計 算 結 果 (有限海域)

Calculated DO (finite basin)

水深 $h=10\text{m}$, 距離 $L=50\text{m}$, 分割: 上層 290, 下層 370飽 和 酸 素 量 $C_s = 6.0 (\text{cc}/\ell)$

上層初期濃度 upper layer	4.0 (cc/ℓ)				4.0				3.0			
下層初期濃度 lower layer	2.0 (cc/ℓ)				2.0				3.0			
最大流速 u_m max. velo.	0.2 (m/sec)				0.1				0.2			
ケ ー ス	II - 1				II - 2				II - 3			
経 過 時 間 duration	上層濃度 upper	下層濃度 lower	平均濃度 overall	O_s	上層濃度 upper	下層濃度 lower	平均濃度 overall	O_s	上層濃度 upper	下層濃度 lower	平均濃度 overall	O_s
0 hr	4.0	2.0	2.7	(ℓ/hr)	4.0	2.0	2.7	(ℓ/hr)	3.0	3.0	3.0	(ℓ/hr)
10	2.844	2.839	2.841	(2.696)	2.814	2.832	2.826	(1.818)	3.056	3.052	3.053	2.651
20	2.900	2.895	2.897	2.808	2.868	2.863	2.864	1.933	3.108	3.104	3.106	2.614
30	2.955	2.951	2.952	2.757	2.907	2.902	2.904	1.981	3.160	3.156	3.157	2.571
40	3.009	3.005	3.006	2.709	2.946	2.941	2.943	1.954	3.210	3.206	3.208	2.523
50	3.062	3.058	3.059	2.657	2.985	2.980	2.982	1.930	3.260	3.256	3.257	2.480
100	3.314	3.310	3.311	2.546	3.171	3.166	3.168	1.858	3.495	3.490	3.492	2.348

表-4-3 計 算 結 果 (S 事業場)
Calculated DO (hatchery tank of S.)

水深 $h=3$ m, 距離 $L=18$ m, 分割: 上層 208, 下層 267

飽 和 酸 素 量 $C_s=6.0$ (cc/ℓ)

上層初期濃度 upper layer	4.0 (cc/ℓ)				4.0				3.0			
下層初期濃度 lower layer	2.0 (cc/ℓ)				2.0				3.0			
最大流速 u_m max. velo.	0.1 (m/sec)				0.05				0.1			
ケ ー ス	III - 1				III - 2				III - 3			
経 過 時 間 duration	上層濃度 upper	下層濃度 lower	平均濃度 overall	O_s	上層濃度 upper	下層濃度 lower	平均濃度 overall	O_s	上層濃度 upper	下層濃度 lower	平均濃度 overall	O_s
0 hr	4.0	2.0	2.7	(ℓ/hr)	4.0	2.0	2.7	(ℓ/hr)	3.0	3.0	3.0	(ℓ/hr)
12	3.036	3.024	3.028	1.178	2.959	2.944	2.949	0.825	3.264	3.252	3.256	1.106
24	3.290	3.278	3.282	1.095	3.147	3.131	3.137	0.816	3.498	3.487	3.491	1.011
36	3.522	3.511	3.515	1.001	3.323	3.307	3.312	0.766	3.712	3.703	3.706	0.924
48	3.734	3.726	3.728	0.916	3.487	3.472	3.477	0.719	3.908	3.899	3.902	0.845
72	4.106	4.097	4.100	0.765	3.786	3.772	3.777	0.633	4.251	4.244	4.246	0.706
96	4.416	4.409	4.412	0.640	4.089	4.037	4.041	0.558	4.538	4.531	4.534	0.590
120	4.676	4.670	4.672	0.535	4.281	4.270	4.274	0.491	4.777	4.772	4.774	0.493
144	4.893	4.887	4.889	0.457	4.485	4.476	4.479	0.440	4.977	4.973	4.974	0.441

字 e で表わすと, 下層は次式のように流量を受けると考える。

$$h_f u_e = h_f (u_m e^{-\sigma x_e}) = (h - h_f) u_{2e}$$

この場合下層流速は,

$$u_2 = \frac{h_f}{h - h_f} u_m e^{-\sigma x} + v_e \dots\dots\dots (4.31)$$

$$v_e = \frac{h_f}{h - h_f} u_m e^{-\sigma x_e}$$

よって, 下層での n ステップの距離は $E = h_f / (h - h_f)$ とおくと,

$$x_{2, n} = \frac{1}{\sigma} \ln \left\{ \frac{(Eu_m + v_e) \exp(\sigma v_e (n \Delta t)) - Eu_m}{v_e} \right\} \dots\dots\dots (4.32)$$

下層流速を式 (4.31) で与え, 無限界域の場合と同じ条件で計算した結果は, 表-4-2 および表-4-3 である。

4.1.2 計算結果の考察

無限海域で特に $c_0 > c_{20}$ の場合, 表-4-1 によると A. B. C. 運転開始からある時間は, DO の大きい上層水は流去させられ, DO の小さい下層水が区間に流入することによって上・下層平均 DO はかえって減少することがわかる。その後, 上層および下層の DO がほぼ等しくなるが, それ以降初期上・下層平均濃度より平均濃度が大きくなり, また時間当りの酸素増加量 O_s はほぼ一定値

(時間の経過と共に減少するが) となる。上層・下層の DO が等しくなるまでの間は混合過程であるが, この間においては下層 DO が上層に比べて大となる場合もみられる。この計算において DO 変化の一例を示すと図-4-4 のようになる。

有限海域の場合は, 水塊の流去がないので無限界域の場合に比べて DO 改善が早く行われる。この場合も A. B. C. 運転開始からある時間 (Case II では 10 時間程度) は混合過程であるが, その後, 上・下層はほぼ一様 DO となる。

以上のことから, A. B. C. による DO 変化について次のように考えられる。

A. B. C. 運転経過時間の小さい間の DO 変化は酸素溶入に比べて上・下層の混合 (平均化) によるものが大きく, 平均化が行なわれた後はその不飽和度に応じて酸素が溶入する。平均化過程における下層水による酸素不飽和度を無視すると平均的にみた DO 変化は,

$$\frac{d\bar{c}}{dt} = \bar{K}_2 (c_s \bar{c} - \bar{c}) \dots\dots\dots (4.33)$$

ここに, $\bar{c}$: 上・下層平均 DO, $\bar{K}_2$: 区間平均再曝気係数, $\bar{K}_2$ は次のように考えられる。

$$\bar{K}_2 = \frac{1}{L} \int_0^L \sqrt{\frac{D_m u}{h_f}} dx$$

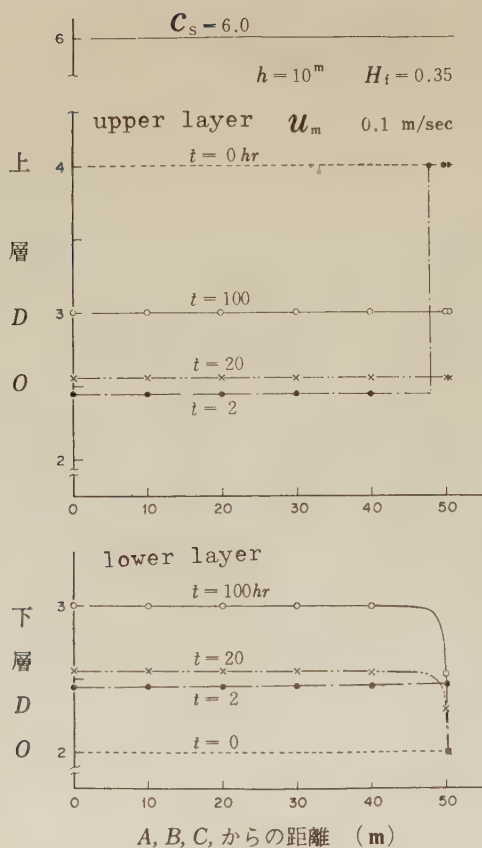


図-4-4 DO 変化の一例
An example of calculated DO

$$= \frac{2}{\sigma L} \sqrt{\frac{D_m u_m}{h_f^3}} (1 - e^{-\frac{\sigma L}{2}}) \dots \dots \dots (4.34)$$

つまり大気中からの酸素溶入は乱流によりまづ h_f まで及び、これが更に A. B. C. の平均化によって全水深に及ぶと考える。

式 (4.33) を、 $t=0$ で $\tilde{c}=c_m$ の条件下で解くと、

$$\tilde{c} = c_s - (c_s - c_m) \exp(-\tilde{K}_2 t) \dots \dots \dots (4.35)$$

$$c_m = \frac{c_a h_f + c_{20}(h - h_f)}{h} \dots \dots \dots (4.36)$$

また区間 L における酸素溶入量 O_s は次のように表わされる。

$$\begin{aligned} O_s &= hL\tilde{K}_2(c_s - \tilde{c}) \\ &= hL\tilde{K}_2(c_s - c_m) \exp(-\tilde{K}_2 t) \dots \dots \dots (4.37) \end{aligned}$$

数値実験結果と式 (4.35) および (4.37) の計算値との比を示したのが図-4-5 である。

図によると DO 変化はまづ上・下層の平均化の後の表面曝気によるという考え方は有限海域の場合は成立つが改

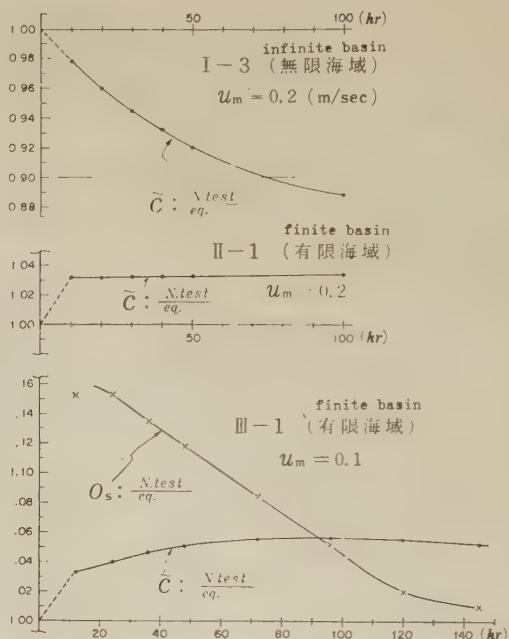


図-4-5 (数値実験値/計算値) 比の時間的变化
Change of the ratio (numerical test/eqs.)

善水塊が流去する無限海域の場合は成立しない。すなわち有限海域だと A. B. C. 開始からのある時間が経過すると数値実験と計算値との比は一定となるが、無限海域では図-4-5 Case I-3 にみるように、この比は時間と共に変化して差が大きくなる。またその比は流速 u_m によって異なり u_m が大のときは比は 1 に近くなる。(図-4-5 Case II-1 において、 $u_m=0.2$ m/sec のとき比は 1.03 程度であるが、Case III-1 の $u_m=0.1$ m/sec のときは 1.05 と大きくなっている)。これは u_m が大のときはそうでない場合より上・下層の平均化が進んでいるからである(例えば表-4-3 において経過時間 96 hr で III-1 と III-2 を比較してみると、上層濃度と下層濃度との差は後者の方が大きい。平均化が進んでいない場合、不飽和度の大きい下層水が湧昇してより多くの酸素溶入を受ける)。

単位時間当りの酸素供給量 O_s は $\tilde{c}$ の比が一定となるとき 1 に近づくとそれまでの時間は一般に大きい。

4.2 密度成層のある場合

この場合も 4.4.1. 項と同様に気泡から水中への酸素の直接溶入はないと考える。下層水の表面曝気については、下層水の表面までの湧昇は空気量が大きで密度差小の場合しか起こらないこと、また起きたとしても曝気時間が極めて短かいのでこれも無視する。この場合の DO の

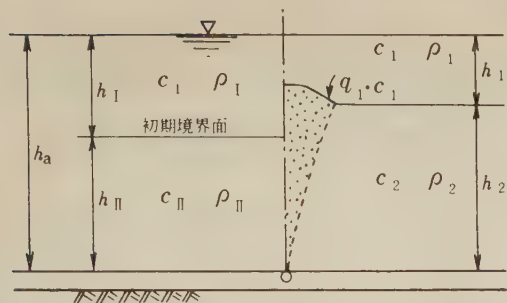


図-4-6 成層破壊に伴う DO 変化模式図

Schematic representation of DO change by destratification

変化は、上層水の下層への混入によって起こる。

A, B, C. による成層破壊途中における下層水の DO の増加は、図-4-6 に示すように混入された上層水中の DO が下層において一様に混合されることによっておこると考える。

成層破壊途中における下層水の DO を c_2 とすると,

$$c_2 h_2 L = c_{II} h_{II} L + c_1 q_1 t \quad \dots\dots\dots (4.38)$$

上層水の DO は飽和量に近いとして曝気されないと考えると $c_1 = c_I$, (c_I : 上層水の初期 DO) 上式に式 (3.8), (3.11) を代入して整理すると,

$$c_2 = \frac{c_{II} h_{II} L + c_1 \frac{\beta Q_a}{\varepsilon_0} t \exp\left(\frac{\beta Q_a}{\varepsilon_0 h_{II} L} t\right)}{h_{II} L \exp\left(\frac{\beta Q_a}{\varepsilon_0 h_{II} L} t\right)} \dots (4.39)$$

となる。なお成層破壊が終った時点 ($t=T$, T に式 (3.14) を代入) では式 (4.39) は

$$c_2 = \frac{c_{II} h_{II} + c_I h_a \ln\left(\frac{h_a}{h_{II}}\right)}{h_a}$$

となり、単純に上下混合を考えた場合の c_2

$$c_2 = \frac{c_{II} h_{II} + c_I h_I}{h_a} \dots\dots\dots (4.40)$$

と異なる。

これは無次元密度差 ε を式 (3.10) のように簡略化したためである。 ε に式 (3.9) を用いると成層破壊所要時間 T は,

$$T = \frac{\varepsilon_0 h_{II} L}{\beta Q_a} \ln \left(\frac{\varepsilon_0 h_{II} + h_a}{\varepsilon_0 h_{II} + h_{II}} \right) \dots\dots\dots (4.41)$$

となり，式 (4.39) は，

$$C_2 = \frac{C_{II}(h_{II} + \varepsilon_0 h_{II}) + C_I(h_a + \varepsilon_0 h_{II}) \ln \left(\frac{h_a + \varepsilon_0 h_{II}}{h_{II} + \varepsilon_0 h_{II}} \right)}{h_a + \varepsilon_0 h_{II}}$$

となる。

しかし、成層破壊が終って以降の DO の変化は密度変化のない場合の海面曝気による実質増加として表わされる。

5. 結 論

以上漁場水質改善工法としての A, B, C. に関して理論的検討から設計計算法までを述べた。応用に当っては, A, B, C. による水理現象を把握することが必要であるが, その現象は密度成層の有無によって大きく異なる。

密度成層のない場合

密度成層のない場合は A, B, C. に伴なう上昇流は表面で方向を転じ上層水平流となって速度を減じながら A, B, C. から遠ざかり、下層は A, B, C. に向う流れとなる。

この場合の流況は次のようになる。

①表面最大流速は式(2.17)で与えられる。

②表面流の減衰は式(2.26)および(2.27), または図-2-4によって与えられる。

③表面流の減衰による鉛直降下流速は式(2.30)でまた、それによる海水交換率は式(2.33)で与えられる。

④一様流中では気泡中心が流れによって流されるが、その量は上昇流速と一様流中の合成値として図-2-9のように示される。

また応用に必要な事項として次のことが得られた。

⑤表面流の減衰における摩擦深度面での摩擦係数は、 $f=0.05\sim0.12$ ，現地において $f\approx0.13$ であった。

⑥コンプレッサの施設容量は式(2.43)および(2.44)で与えられる。

⑦表面最大流速の計算に必要な気泡係数 α_m および施設容量計算に必要なエネルギー係数 α_E はそれぞれ図-2-13、図-2-15 で与えられる。

成層破壞

A, B, C. による成層破壊について上, 下層における層厚の時間的変化に注目して研究を行い, 次のことがわかった。

①成層破壊は、境界面を突破した密度大の下層水が落下する際に上層水を混入することによって行われる。

(2)境界面を通過する上昇気泡があれば、必ず成層破壊は行われる。

③成層破壊途中における水理現象は上下各層の層厚変化および下層における密度変化として式(3.9)および(3.11)で表わされる。

④気泡放出位置以深では成層の破壊は行われず初期の

密度の水塊が残る。

また、現地への応用については、

- ⑤成層破壊のための所要時間、気泡量はそれぞれ式(3.14), (3.15)で与えられる。

A. B. C. による DO 変化

水を無生物的・無機物的なものと考えた場合の A. B. C. による DO 変化も密度成層の有無によって現象が異なる。

成層のない場合について DO 変化の基礎式をたてたが流動現象が複雑なため解析解を得られず、数値実験を行いその結果を検討した。これによると DO 変化はまず摩擦深度面をはさんでの上、下層の混合による平均化として現われ、平均化が行われて後不飽和度に応じて表面曝気がおこり DO が増加する。このことから有限海域における DO 変化は実用的には式(4.35)および(4.37)で計算されよう。しかし水塊流去のある無限海域については両式は適用できず、数値計算によらざるを得ない。

成層のある場合は成層破壊が完了するまでは上層水中の DO の下層への稀釈混合として式(4.39)で与えられ、成層破壊完了後は成層のない場合に移行する。

引用文献

- a) 中村充, 乃万俊文, 萩野静也, 大西亮一: エアバブルカーテンの応用に関する研究, 農業土木試験場報告 第13号, 1975
b) 乃万俊文, 中村充: エアバブルカーテンによる成層破壊の基礎的研究, 農業土木学会論文集, 第73号, 1978

参考文献

- 1) 水産庁研究開発部研究課編: 魚類養殖環境自家汚染防除技術開発研究事業報告書(昭和49年度~昭和51年度), 1977.9
- 2) 今井千郎・佐伯有常: 間欠式空気揚水筒の使用による貯水池の水質の変化, 用水と廃水, Vol. 17, No. 9, 1975
- 3) 応用力学研究所水文学研究委員会: 空気防波堤の研究に就いてⅣ, 九州大学応用力学研究所所報, 第9号, 1956
- 4) 応用力学研究所水文学研究委員会: 空気防波堤の研究についてⅥ, 九州大学応用力学研究所所報, 第13号, 1959
- 5) 中村充: エアカーテンによる上昇流の発生に関する研究, 第18回海岸工学講演会論文集, 1971
- 6) 中村充・大西亮一・萩野静也・井上謙一: エアバブルカーテンによる水質改善に関する研究, 第20回海岸工学講演会論文集, 1973
- 7) 中村充・乃万俊文・萩野静也・稲垣基・矢内正樹: エアバブルカーテンによる水質改善に関する研究(2), 第21回海岸工学講演会論文集, 1974
- 8) Paul H. LeBlond: Gas diffusion from ascending gas bubbles, J. Fluid Mech., Vol. 35, Pt 4, 1969
- 9) 中村充・乃万俊文・萩野静也・吉沢裕・浅沼譲二: 導流堤による潮流制御について, 第21回海岸工学講演会論文集, 1974
- 10) Ellison T. H. and J. S. Turner: Turbulent entrainment in stratified flows, J. Fluid Mech. 6, 1959
- 11) Eckenfelder, W. W.: Absorption of oxygen from air bubble in water, Proc. of A. S. C. E. Vol. 85, No. SA 4, 1959
- 12) 中村充・乃万俊文・萩野静也: DO 改善を目的としたエアバブルカーテンの設計, 第23回海岸工学講演会論文集, 1976
- 13) Hutchinson, G. E.: A. Treatise on Limnology, Vol. 1, John Wiley & Sons, Inc., pp. 585~592

On Air Bubble Curtain (A.B.C.) as a Water Quality Improving Method

By

Toshifumi NOMA

Summary

A closed bay with a tidal inlet is suitable for use as an aquacultural farm because of its calmness. However degradation of its water quality is inevitably a problem. It is caused by the residual food and biodeposition from cultured fish, by thermal stratification and by insufficient intercahnge and exchange of water between outer and inner basins. For the purpose, the sea water should be moved. In principle the motions of sea water are due to tidal, wave and wind energy.

Another water motion is induced by the ascending air bubble that are released under water, i. e. A. B. C. (Air Bubble Curtain, as abbreviated in the paper). This paper shows the water flow by A. B. C. in homogeneous and heterogeneous state, and its applications to the water quality control. In a homogeneous state, for example, the induced upwelling transfers to the surface layer flow which, decreasing its velocity, flows away from A. B. C. In the lower layer, on the contrary, there exists such flow approaching to A. B. C., which compensates the upwelling (see Fig. 2-2). In this case, the estimations of maximum flow velocity in upper layer and its attenuation are important.

The adimensional maximum velocity is given by eq. (2.17),

$$U_m = \frac{6}{H_{f0}(4-7H_{f0})} \left[\left\{ H_{f0}^2 U_0^2 + \frac{H_{f0}}{3} (4-7H_{f0}) \left(2 - \overline{H_{f0}} U_0^2 \right) + \frac{\alpha_m Q_a}{\sqrt{g\phi h}} H_0 \overline{1-H_{f0}} \ln 1 + \frac{H_a}{H_0} \right\}^{1/2} - H_{f0} U_0 \right] \dots\dots\dots (2.17)$$

The attenuation of upper layer flow can be calculated by eq. (2.26) and figured in Fig. 2-4.

$$U_s = U_{s0} + (1 - U_{s0}) \exp \left\{ - \frac{fX}{H_f(1-H_f)^2} + \left(\frac{U_{s0}}{U_s - U_{s0}} - \frac{U_{s0}}{1 - U_{s0}} \right) \right\} \dots\dots\dots (2.26)$$

In heterogeneous state, the flow pattern by A. B. C. is as follows. The lifted water from lower layer with larger density falls down, entraining the upper layer water, to appropriate density layer and forms a 3rd layer that flows away from A. B. C. Another upper and lower layers remove to A. B. C. When the 3rd layer collides against the end wall in a test channel, it is divided into two ways, upper and lower, and they form another upper and lower layers. Thus, the upper layer decreases in thickness and the lower increases.

Destratification by A. B. C. is defined as a change of the thickness of the upper and lower layers, and a change of density of the lower layer. Its terminal phase is that the lower layer reaches to the surface and the density difference diminishes.

The change of the thickness of the layers can be expressed as eq. (3.1)

$$\frac{dh_1}{dt} = -\frac{dh_2}{dt} = -\frac{q_1}{L} \dots\dots\dots(3.1)$$

Since the entrainment from the upper layer to the lower, q_1 can be interpreted as Ellison-Turner's explanation, the lower layer thickness can be obtained as

$$\left. \begin{aligned} h_2 &= h_{II} \exp(K_E t) & (h_{II} \leq h_2 \leq h_a) \\ K_E &= \frac{\beta Q_a}{L \varepsilon_0 h_{II}} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(3.11)$$

From the experiments, the mean value of the coefficient, β ,

$$\tilde{\beta} = 0.106$$

Chapter 4 shows the DO improvement by A.B.C. In an abiotic water where there is no organism neither organic matter, and neglecting the direct dissolution of O_2 from ascending bubbles, though in homogeneous state, the mechanism of DO change by A.B.C. is modeled as Fig. 4-1. The DO changes in upper and lower layer that bordered by frictional depth are given by eqs. (4.7) and (4.8), respectively,

$$\frac{dc}{dt} = \frac{K_2''}{h_f} (c_s - c) \dots\dots\dots(4.7)$$

$$\frac{dc_2}{dt} + \frac{v}{(h-h_f)} c_2 = \frac{v}{(h-h_f)} c \dots\dots\dots(4.8)$$

Analytical solution from the simultaneous equations can be hardly obtained, DO change is given by numerical experiments. The results show DO change by A.B.C. is, for the earlier time, recognized as quick mixing of upper and lower layers and after being well mixed, DO increased by aeration depends on the deficiency of the mixed DO.

In finite basin, for the practical use, DO change can be expressed by eq. (4.35)

$$\tilde{c} = c_s - (c_s - c_m) \exp(-\tilde{K}_2 t) \dots\dots\dots(4.35)$$

In heterogeneous state, during the stratification remains, DO change is considered the dilution process of upper layer DO into the lower, and estimated by eq. (4.39)

$$c_2 = \frac{c_{II} h_{II} L + c_1 \frac{\beta Q_a}{q_0} t \exp\left(\frac{\beta Q_a}{\varepsilon_0 h_{II} L} t\right)}{h_{II} L \exp\left(\frac{\beta Q_a}{\varepsilon_0 h_{II} L} t\right)} \dots\dots\dots(4.39)$$

When destratification is completed, DO change will be followed by the case of the homogeneous state.

中間浮子による衝撃力緩和に関する研究

上北征男*・中村 充*

目 次

1. 緒 言	33	3.3 実験結果と考察	39
2. 中間浮子の衝撃力吸収機構の理論	34	4. 結 言	40
3. 模型実験	36	参考文献	40
3.1 実験方法	36	Summary	42
3.2 実験条件下における理論	37		

1. 緒 言

従来利用されていた沿岸域漁場の悪化に伴なって漁場の改善工法, 造成方法の開発が急がれている。前者では湾口改良工, 潮流制御工, 作れいなど, 水質改善を目的とした工法が種々開発されつつあり, 後者では漁場の沖合化が進められている。漁場の沖合化は必然的に設置水深が大きくなると共に, 施設に加わる波力が増大する。これら沖合施設に対する保全方法としては, 現在以下に述べる三つの方向で開発研究が進められている。

- ① 浮消波工などの外郭施設を設置してその内側を漁場として利用する。すなわち, 外郭消波工の開発に関する研究
- ② 施設自体の耐波強度を強化する。
- ③ 強波浪時, 施設に加わる波力の強い海表面から波力の小さくなる海面下に施設自体を沈め, 施設に加わる, 波力の減少を図る。

しかし, いずれの場合にも, 水深が 30 m から 100 m と深いため, これら施設を海域の所定の位置に保持するためには海底から, ロープ, チェーンを用いての係留が必要となる。

これら海面, 海中に布設された浮施設の係留索には, 波浪時衝撃力が発生し, 往々にして係留索の切断, アンカーの引かれなどによる施設の破損が見受けられた。

特に係留索の切断は, 浮施設本体の破損および背面養殖施設の二次災害の発生を伴うため, これら浮施設の大形化, 沖合化に伴う係留索の衝撃力による索切断防止は非常に重要である。

係留索に生じる衝撃力の緩和方法は, 従来一般に図-1 および以下に示すように, 三つの方法が用いられてきた^{1), 2)}。

① チェーン係留法

従来最も一般的に用いられてきた方法でチェーン自身の自重で衝撃エネルギーを吸収する。

② 中間シンカー係留法

この方法は, 係留索の中間にシンカーを取り付け, 係留索に衝撃力が作用すると中間シンカーを持ち上げる力に変換され, 衝撃エネルギーを吸収する。

③ 中間浮子を用いた係留法

この方法は, 浮施設と係留索の間に浮子进行を設ける方法で, 浮施設から係留索に直接作用する力を浮子で一担受け, その際浮子が海中に沈み込む時に浮子が, 流体から受ける流体抵抗で衝撃エネルギーを吸収する。この方法の特徴は, ①, ②に比較して, 浮施設の前後運動のみに大きく関係し, 鉛直, 回転運動には影響が少ないことである。

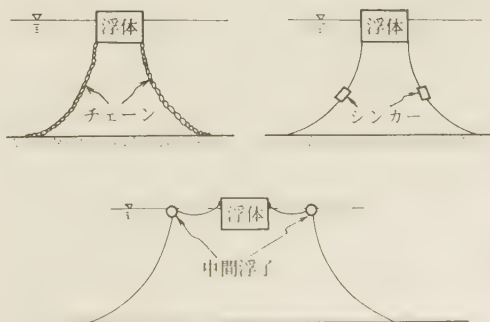


図-1 浮体係留法

本報告では、水産 Side で従来よく用いられてきた。
③の中間浮子による衝撃緩和機構について理論的に解明し、模型実験により検証を行ない、中間浮子を用いた場合の係留索張力の算定法の基準化を試みた。

本実験を行なうに際しては、元東海大学学生芥川健一君に多大な御助力を賜った。ここに深く御礼申し上げます。

2. 中間浮子の衝撃力吸収機構の理論

海面上に自由係留された浮体は波運動により強制振動し、係留索に急激に力が加わったとき係留索に衝撃力が生じる。以下で述べる方法は、衝撃力を係留索と施設浮体の中間に設置された中間浮子の浮力と移動時の流体抵抗により吸収しようとするものである。図-2にその概略を示す。

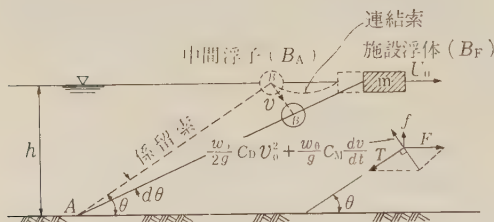


図-2 係留方法と作用力図

図-2において、施設浮体から連結索を通じて中間浮子に作用力が伝達された際、中間浮子は、その作用力により運動する。その際、

- ① 係留索長 (L) に対し、中間浮子の移動は微小で $d\theta \approx 0$ と見做し得る。
- ② 係留索の伸びによる衝撃力吸収は無視する。
- ③ 係留索の重量および索に働く流体抵抗は無視する。

と仮定する。この時、中間浮子の運動方向は、中間浮子が係留索で海底に固定されているため、図-2に示す v 方向に移動する。

①の仮定より

$$\angle ABB' = \angle AB'B = \angle R - d\theta/2 \approx \angle R$$

となる。

この時、中間浮子の v 方向の運動方程式は、式(1)で示される。

$$\frac{\sigma_0}{g} V \frac{dv}{dt} = F \cdot \sin \theta - f \cdot \cos \theta - C_D A \frac{w_0}{2g} v^2 - C_M V \frac{w_0}{g} \frac{dv}{dt} \quad (1)$$

ここに、 σ_0 , w_0 : 中間浮子 (B_A)、海水の単位体積重量、 V : B_A の容積、 F : 施設浮体 (B_F) と B_A の連結索に生

じる力 (B_A を引く方向を正)、 f : B_A の余剰浮力、 A : B_A の v 方向の投影面積、 g : 重力の加速度、 v : B_A の移動速度、 dv/dt : B_A の加速度、 θ : 係留索緊張時の海底面となす角、 C_D , C_M : B_A の抗力係数、付加質量係数
他方、連結索緊張時施設浮体 B_F がもつ運動量は

$$M = mu_0 = - \int_0^T F \cdot dt$$

で示される。ここに、 m : B_F の質量と付加質量の和、 u_0 : B_F の水平速度、この時施設浮体の運動量の変化量は、

$$dM = mdu = -m \sin \theta \cdot dv$$

となるため、施設浮体が連結索を通じて係留浮体に作用する力 F は式(2)となる。

$$F = \frac{dM}{dt} = -m \cdot \sin \theta \cdot \frac{dv}{dt} \quad (2)$$

式(2)を式(1)に代入すると、式(3)となる。

$$\left[\left(\frac{\sigma_0}{w_0} + C_M \right) V + \frac{mg \cdot \sin^2 \theta}{w_0} \right] \frac{dv}{dt} = -\frac{1}{2} C_D A v^2 - \frac{g}{w_0} f \cos \theta \quad (3)$$

いま

$$\left. \begin{aligned} \left(\frac{\sigma_0}{w_0} + C_M \right) V + \frac{mg \cdot \sin^2 \theta}{w_0} &= \alpha \\ \frac{1}{2} C_D A &= \beta \\ \frac{g}{w_0} f \cdot \cos \theta &= \gamma \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

とおくと、式(3)は、式(5)となる。

$$\alpha \frac{dv}{dt} + \beta v^2 + \gamma = 0 \quad (5)$$

式(5)を積分し、初期条件を $t=0$ のとき $v=v_0$ として v , dv/dt を求めると式(6), (7)を得る。

$$v = \sqrt{\frac{\gamma}{\beta}} \tan \left[-\frac{\sqrt{\beta \gamma}}{\alpha} t + \tan^{-1} \sqrt{\frac{\beta}{\gamma}} v_0 \right] \quad (6)$$

$$\frac{dv}{dt} = -\frac{\gamma}{\alpha} \sec^2 \left[-\frac{\sqrt{\beta \gamma}}{\alpha} t + \tan^{-1} \sqrt{\frac{\beta}{\gamma}} v_0 \right] \quad (7)$$

よって、 F は式(7)を式(2)に代入して、

$$F = \frac{m\gamma}{\alpha} \sin \theta \cdot \sec^2 \left[-\frac{\sqrt{\beta \gamma}}{\alpha} t + \tan^{-1} \sqrt{\frac{\beta}{\gamma}} v_0 \right] \quad (8)$$

となる。

ここで、 B_F の運動量が B_A の運動に吸収される時間とすると、式(2)を用いて

$$\int_0^{t_1} F \cdot dt = -mu_0 = -mv_0 \sin \theta \quad (9)$$

で示される。式(9)に式(2), (7)を代入して t_1 を求めると

$$\int_0^{t_1} \left(-m \sin \theta \cdot \frac{dv}{dt} \right) dt = -mv_0 \sin \theta$$

$$\tan \left[-\frac{\sqrt{\beta \gamma}}{\alpha} t_1 + \tan^{-1} \sqrt{\frac{\beta}{\gamma}} v_0 \right] = 0$$

$$t_1 = \frac{\alpha}{\sqrt{\beta \gamma}} \tan^{-1} \sqrt{\frac{\beta}{\gamma}} v_0 \dots \dots \dots (10)$$

となり、 F の作用時間は

$$0 \leq t \leq t_1 \dots \dots \dots (11)$$

となる。

式(11)で示される定義域内での F の関数形状について求めると、

$$\frac{dF}{dt} = -\frac{2m\gamma\sqrt{\beta\gamma}}{\alpha^2} \sin \theta \cdot \tan \left[-\frac{\sqrt{\beta\gamma}}{\alpha} t + \tan^{-1} \sqrt{\frac{\beta}{\gamma}} v_0 \right]$$

$$+ \tan^{-1} \sqrt{\frac{\beta}{\gamma}} v_0 \Big]$$

$$\sec^2 \left[-\frac{\sqrt{\beta\gamma}}{\alpha} t + \tan^{-1} \sqrt{\frac{\beta}{\gamma}} v_0 \right] \dots \dots \dots (12)$$

ここで

$$\frac{dF}{dt} = 0 \text{ より, } t_0 = \frac{\alpha}{\sqrt{\beta\gamma}} \tan^{-1} \sqrt{\frac{\beta}{\gamma}} v_0 = t_1$$

$$\left. \frac{d^2F}{dt^2} \right|_{t=t_0} > 0$$

よって $t < t_0$ すなわち、 $t < t_1$ で F は減少関数である。

ゆえに、 F の最大値 $F_{\max}$ は、 $t=0$ のときで式(13)で示される。

$$F_{\max} = \frac{m\gamma \sin \theta}{\alpha} \left[1 + \frac{\beta}{\gamma} v_0^2 \right] \dots \dots \dots (13)$$

なおここで、 $v_0 = u_0 / \sin \theta$ である。

この時、係留索に生じる最大張力 T_A は、連結索に生じる最大張力 $F_{\max}$ および中間浮子に働く流体抵抗を用いて求めると以下のようである。

図-3 に示す作用力図から、力の釣合い式は

$$F_{\max} - T_A \cos \theta - \left(\frac{w_0}{2g} C_D A v_0^2 + \frac{w_0}{g} C_M A \frac{dv}{dt} \right) \sin \theta = 0 \dots \dots \dots (14)$$

で与えられ、式(14)に式(4)を代入すると

$$\left. \begin{aligned} T_A &= \sec \theta [F_{\max} - F \sin \theta] \\ F &= \frac{\beta w_0 v_0^2}{g} + \frac{\gamma w_0 C_M V}{\alpha} \left(1 + \frac{\beta}{\gamma} v_0^2 \right) \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (15)$$

が得られる。式(15)が求める係留索に生じる最大張力である。

次に中間浮子が衝撃力の吸収に有効に作用する条件について考察する。その条件は、

- ① 中間浮子が衝撃力を吸収している作用時間内に、中間浮子が、施設浮体と海底固定点の直線上の点まで移動しないこと。

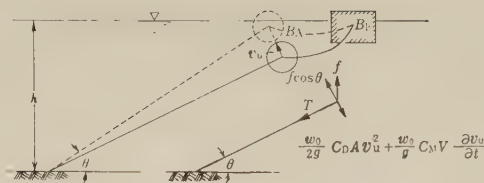


図-3 中間浮子の浮上時の作用力図

- ② 衝撃力の作用時間後、次の衝撃力の作用時間までに中間浮子は、浮力により海面上に浮上していること。

が必須となる。

まず第1の条件について、中間浮子の移動距離 S を求めると、式(6)から

$$S = \int_0^{t_1} v \cdot dt = \sqrt{\frac{\gamma}{\beta}}$$

$$\times \int_0^{t_1} \tan \left[-\frac{\sqrt{\beta\gamma}}{\alpha} t + \tan^{-1} \sqrt{\frac{\beta}{\gamma}} v_0 \right] dt$$

$$= \frac{\alpha}{\beta} \ln \left[\cos \frac{\sqrt{\beta\gamma}}{\alpha} t + \sqrt{\frac{\beta}{\gamma}} v_0 \sin \frac{\sqrt{\beta\gamma}}{\alpha} t \right] \dots (16)$$

となる。式(16)右辺 t に式(10)を代入し、衝撃力作用時間内の中間浮子の移動する距離 S_t を求めると、

$$S_t = \frac{\alpha}{\beta} \ln \sqrt{1 + \frac{\beta}{\gamma} v_0^2} \dots \dots \dots (17)$$

となる。

一方、図-2 から、施設浮体、中間浮子および海底固定点が直線に並ぶ時の中間浮子の移動距離 S_0 を求めると、

$$S_0 = L_1 \tan \theta_1 = \frac{L_1 h}{\sqrt{\left(1 + \frac{L_1}{L}\right)^2 - \left(\frac{h}{L}\right)^2}} \dots \dots \dots (18)$$

ここに、 L, L_1 : 係留索および連結索の長さ、 h : 水深、

S_t が S_0 より小さくなければならないことから、式(17)、(18)を用いて、

$$\frac{\alpha}{\beta} \ln \sqrt{1 + \frac{\beta}{\gamma} v_0^2} < \frac{L_1 h}{\sqrt{\left(1 + \frac{L_1}{L}\right)^2 - \left(\frac{h}{L}\right)^2}} \dots \dots \dots (19)$$

が得られ、式(19)より L, L_1 を定める。

第2の条件について求める。

図-3 の記号を用いて、中間浮子が余剰浮力により浮上する際の運動方程式を求めると、式(20)となる。

$$\frac{\sigma_0 V}{g} \frac{dv_u}{dt} = f \cdot \cos \theta - \frac{w_0}{2g} C_D A v_u^2 - \frac{w_0}{g} C_M V \frac{dv_u}{dt} \dots \dots \dots (20)$$

ここに v_u : 中間浮子の浮上速度

$$V \left(\frac{\sigma_0}{w_0} + C_M \right) \frac{dv_u}{dt} = \frac{g}{w_0} f \cos \theta - \frac{1}{2} C_D A v_u^2$$

いま

$$\left. \begin{aligned} \alpha_0 &= V \left(\frac{\sigma_0}{w_0} + C_M \right) \\ \beta &= \frac{1}{2} C_D A \\ \gamma &= \frac{g}{w_0} f \cdot \cos \theta \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (21)$$

とにおいて、式20を解くと

$$-\frac{1}{\sqrt{\beta\gamma}} \operatorname{arc} \tanh \frac{\beta}{\sqrt{\beta\gamma}} v_u = -\frac{1}{\alpha_0} t + K_1$$

$t=0$ で $v_u=0$ であるから $K_1=0$ となる。

よって

$$v_u = \sqrt{\frac{\gamma}{\beta}} \tanh \sqrt{\frac{\beta\gamma}{\alpha_0}} t \dots\dots\dots (22)$$

となる。中間浮子の浮力のみによる t_2 後秒の浮上距離 S_u を $t=0$ で、 $S_u=0$ の初期条件を代入して求めると、

$$\begin{aligned} S_u &= \int_0^{t_2} v_u \cdot dt = \sqrt{\frac{\gamma}{\beta}} \int_0^{t_2} \tanh \sqrt{\frac{\beta\gamma}{\alpha_0}} t \cdot dt \\ &= \frac{\alpha_0}{\beta} \ln \cosh \frac{\sqrt{\beta\gamma}}{\alpha_0} t_2 \dots\dots\dots (23) \end{aligned}$$

となる。これが式16で求めた衝撃力の吸収に要する中間浮子の移動距離から浮上するとすれば、浮上に要する時間 t_2 は、式17と式23を等しいとにおいて

$$\frac{\alpha}{\beta} \ln \sqrt{1 + \frac{\beta}{\gamma} v_0^2} = \frac{\alpha_0}{\beta} \ln \cosh \frac{\sqrt{\beta\gamma}}{\alpha_0} t_2$$

となり、この式より t_2 を求めると、

$$t_2 = \frac{\alpha_0}{\sqrt{\beta\gamma}} \operatorname{arc} \cosh \left[1 + \frac{\beta}{\gamma} v_0^2 \right]^{1/2} \dots\dots\dots (24)$$

となる。この時間 t_2 より長い時間間隔で F が作用しなければならぬ。施設浮体の前後動周期を T とすれば

$$t_2 < \frac{T}{2} \dots\dots\dots (25)$$

を満足するように中間浮子の規模を決定する必要がある。

続いて、衝撃力 $F_{\max}$ を最小にするための中間浮子の持つべき性質について上記の理論から検討する。

余剰浮力については、式13を余剰浮力 f について微分すると、

$$\frac{\partial F_{\max}}{\partial f} = \frac{m \cdot \sin \theta}{\alpha} \cdot \frac{g \cdot \cos \theta}{w_0} > 0 \dots\dots\dots (26)$$

で $F_{\max}$ は f の増加関数となり、 $f=0$ で $F_{\max}$ は最小となる。このことは、余剰浮力 f が可及的に小さい方がよいことを意味し、従来経験的に言われていること³⁾ が理論上からも検証できる。

中間浮子の大きさについては、式13を中間浮子の容積 V で微分すると

$$\begin{aligned} \frac{\partial F_{\max}}{\partial V} &= -\gamma m \sin \theta \left[1 + \frac{\beta}{\gamma} v_0^2 \right] \frac{1}{\alpha^2} \cdot \left(\frac{\sigma_0}{w_0} + C_M \right) \\ &= -\frac{\gamma m \sin \theta \left[1 + \frac{\beta}{\gamma} v_0^2 \right] \left(\frac{\sigma_0}{w_0} + C_M \right)}{\left\{ V \left(\frac{\sigma_0}{w_0} + C_M \right) + \frac{mg \sin^2 \theta}{w_0} \right\}^2} < 0 \end{aligned} \dots\dots\dots (27)$$

で $F_{\max}$ は V の減少関数となる。このことは、中間浮子の大きさが大きいほどよいことを意味する。しかし、これらの事柄は、式23に示される条件を満足しなければならないため、ある限界を持つことは当然である。

3. 模型実験

3.1. 実験方法

3.1.1 実験装置および模型

実験に用いた水槽は、長さ10m、幅1.5m、深さ2.0m、水深1.5mの水槽である。実験装置は、図-4に示すように、係留索の一端を水路底の滑車を介して中間浮子にとりつけた。また係留索が緊張状態で水面上に中間浮子が正常の姿勢を保持し得るように、中間浮子の反対側に連結索の一端をとりつけ、連結索の他端には滑車を介して施設浮体を模した重錘をとりつけた。重錘が落下し、連結索の緊張時に発生する衝撃力が連結索を通じて中間浮子に作用する。模型実験に用いた中間浮子、重錘、係留索および係留索・水深比 (L/h) の実験諸元を表-1に示す。

3.1.2 計測方法

計測方法は、図-5に示す通りである。係留索張力は、5kgまで測定可能なひずみゲージ式変換器を用い、応答周波数0~10kHzの増幅器で増幅してデジタルメモリーの1ch側に記憶させた。また中間浮子の移動速度 v

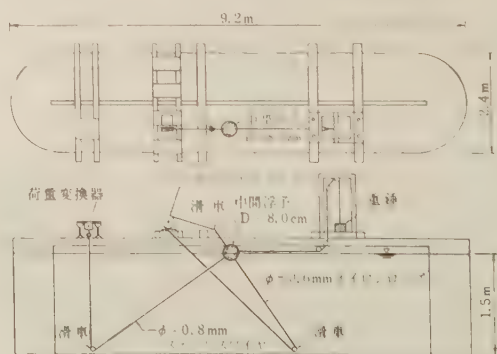


図-4 模型と実験水槽

表-1 実験諸元

中 間 浮 子	重 量	$W=108.0 \text{ gr}$
	容 積	$V=268.08 \text{ cm}^3$
	余 剰 浮 力	$f=160 \text{ gr}$
	浮子の直径	$D=8.0 \text{ cm}$
	単位体積重量	$\sigma_0=0.403$
重 錘	質 量 $m=$	500 gr, 1,000 gr 2,000 gr, 2,800 gr 4,170 gr, 4,900 gr
係留索及び連結索	$\phi 0.8 \text{ mm}$	ステンレスワイヤー
係 留 索 張	$L=2.25 \text{ m}$ ($\theta=41.81^\circ$)	$L/h=1.5$
	$L=3.0 \text{ m}$ ($\theta=30^\circ$)	$L/h=2.0$
	$L=4.5 \text{ m}$ ($\theta=19.47^\circ$)	$L/h=3.0$
水 深	$h=1.5 \text{ m}$	
初 期 張 力	常 時	100 gr

は、最大移動速度 10 m/sec、応答周波数 96 kHz のロータリーエンコーダーを用い、デジタルメモリーに併設された F/V 変換器を通してデジタルメモリーの 2ch 側に記憶させた。テンソルメモリーは、2ch の記憶部を持ち最大応答周波数は、1ch 側が 100 kHz、2ch 側で 10 kHz である。デジタルメモリーに記憶させる場合のサンプリング間隔は 0.2 m/sec で、最大記憶容量は 1,024 ワード/ch である。なお、係留張力と中間浮子の移

動速度を同時記録させるため、係留索張力が働き、ch 1 に記録が入った時 ch 2 が作動するように、ch 1 から ch 2 にトリガーをかけた。データの解析は、デジタルメモリーに記録されたデータを紙テープに穿孔し、電算機を用いた。一方チェックのために各実験データをペン書きオシログラフに出力した。重錘の落下速度は、連結索緊張時の位置と重錘落下初期の位置を測定し、空中落下速度を計算した。

3.2 実験条件下における理論

前述 2 の中間浮子による衝撃力緩和理論は、施設浮体が水平方向に運動する際の作用力として考えているが、本実験では施設浮体を模した重錘の運動が鉛直方向であるため重力の影響が生じそのまま適用できない。そのため図-4 に示す実験条件下では、中間浮子に与える運動量は重錘の重力を考慮して式 28 で与える。

$$F = mg - \frac{mg}{g} \sin \theta \frac{dv}{dt} \dots\dots\dots 28$$

ここに、 $mg : B_F$ の質量と付加質量の和を重力単位で表わしたものである。

式 28 を式 (1) に代入すると、

$$\left\{ \left(\frac{\sigma_0}{w_0} + C_M \right) V + \frac{mg}{w_0} \sin^2 \theta \right\} \frac{dv}{dt} + \frac{1}{2} C_D A v^2 + \frac{g}{w_0} (f \cos \theta - mg \sin \theta) = 0 \dots\dots\dots 29$$

となる
いま

$$\left. \begin{aligned} \alpha &= \left(\frac{\sigma_0}{w_0} + C_M \right) V + \frac{mg}{w_0} \sin^2 \theta \\ \beta &= \frac{1}{2} C_D A \\ \gamma &= \frac{g}{w_0} (mg \sin \theta - f \cos \theta) \end{aligned} \right\}$$

とおくと式 29 は式 30 で示される。

$$\alpha \frac{dv}{dt} + \beta v^2 - \gamma = 0 \dots\dots\dots 30$$

式 30 を解く際に、 $|v| \leq \sqrt{\frac{\gamma}{\beta}}$ により解は異なるが、実験では $v_0 > \sqrt{\frac{\gamma}{\beta}}$ の範囲にあることから、 $|v| > \sqrt{\frac{\gamma}{\beta}}$ の場合について式 30 の解を求める。

$|v| > \sqrt{\frac{\gamma}{\beta}}$ のとき、式 30 の解は、

$$-\frac{1}{2} \sqrt{\frac{\beta}{\gamma}} \ln \frac{v + \sqrt{\frac{\gamma}{\beta}}}{v - \sqrt{\frac{\gamma}{\beta}}} = -\frac{\beta}{\alpha} t + C_2 \dots\dots\dots 31$$

となる。式 31 の初期条件、 $t=0$ のとき、 $v=v_0$ とすると、

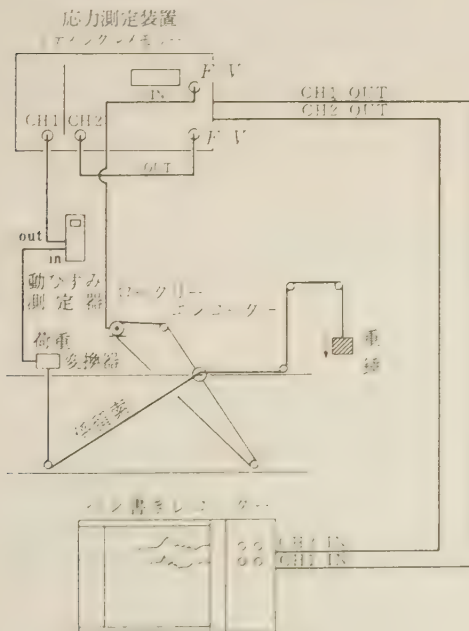


図-5 計測装置図

$$C_2 = -\frac{1}{2} \sqrt{\frac{\beta}{r}} \ln \frac{v_0 + \sqrt{\frac{r}{\beta}}}{v_0 - \sqrt{\frac{r}{\beta}}} \dots\dots\dots (32)$$

となり、式(31)に式(32)を代入すると式(33)となる。

$$\begin{aligned} & -\frac{1}{2} \sqrt{\frac{\beta}{r}} \ln \frac{v + \sqrt{\frac{r}{\beta}}}{v - \sqrt{\frac{r}{\beta}}} \\ & = -\frac{\beta}{\alpha} t - \frac{1}{2} \sqrt{\frac{\beta}{r}} \ln \frac{v_0 + \sqrt{\frac{r}{\beta}}}{v_0 - \sqrt{\frac{r}{\beta}}} \dots\dots\dots (33) \end{aligned}$$

式(33)を v について解くと

$$\frac{v + \sqrt{\frac{r}{\beta}}}{v - \sqrt{\frac{r}{\beta}}} = \exp \left\{ \frac{2\beta}{\alpha} \sqrt{\frac{r}{\beta}} + \ln \frac{v_0 + \sqrt{\frac{r}{\beta}}}{v_0 - \sqrt{\frac{r}{\beta}}} \right\} \dots\dots\dots (34)$$

が得られる。いま

$$X = \ln \frac{v_0 + \sqrt{\frac{r}{\beta}}}{v_0 - \sqrt{\frac{r}{\beta}}}$$

とおいて v について解くと、式(35)となる。

$$v = \sqrt{\frac{r}{\beta}} \cdot \frac{\exp \left\{ \frac{2\beta}{\alpha} \sqrt{\frac{r}{\beta}} t + X \right\} + 1}{\exp \left\{ \frac{2\beta}{\alpha} \sqrt{\frac{r}{\beta}} t + X \right\} - 1} \dots\dots\dots (35)$$

また、 dv/dt は、

$$\begin{aligned} \frac{dv}{dt} &= -\frac{4\gamma}{\alpha} \exp \left\{ \frac{2\beta}{\alpha} \sqrt{\frac{r}{\beta}} t \right. \\ & \quad \left. + X \right\} / \left[\exp \left\{ \frac{2\beta}{\alpha} \sqrt{\frac{r}{\beta}} t + X \right\} - 1 \right]^2 \dots\dots\dots (36) \end{aligned}$$

となり、式(36)を式(28)に代入すると、

$$F = m_G \left[1 + \frac{4\gamma \sin \theta}{ag} \cdot \frac{\exp \left(\frac{2\beta}{\alpha} \sqrt{\frac{r}{\beta}} t + X \right)}{\left\{ \exp \left(\frac{2\beta}{\alpha} \sqrt{\frac{r}{\beta}} t + X \right) - 1 \right\}^2} \right] \dots\dots\dots (37)$$

となる。

いま、 F の関数系の性状について調べると次の通りである。

$$\begin{aligned} \frac{dF}{dt} &= -\frac{4\gamma \sin \theta}{ag \left\{ \exp \left(\frac{2\beta}{\alpha} \sqrt{\frac{r}{\beta}} t + X \right) - 1 \right\}^4} \\ & \quad \cdot \frac{2\beta}{\alpha} \sqrt{\frac{r}{\beta}} \exp \left(\frac{2\beta}{\alpha} \sqrt{\frac{r}{\beta}} t + X \right) \end{aligned}$$

$$\times \left[\left\{ \exp 2 \left(\frac{2\beta}{\alpha} \sqrt{\frac{r}{\beta}} t + X \right) \right\} - 1 \right] < 0 \dots\dots\dots (38)$$

となり、減少関数である。

2次導関数は、

$$\begin{aligned} \frac{d^2F}{dt^2} &= \frac{2\beta}{\alpha} \sqrt{\frac{r}{\beta}} \exp \left(\frac{2\beta}{\alpha} \sqrt{\frac{r}{\beta}} t + X \right) \\ & \quad \times \left\{ \exp \left(\frac{2\beta}{\alpha} \sqrt{\frac{r}{\beta}} t + X \right) - 1 \right\}^8 \\ & \quad \times \left[\left\{ \exp 2 \left(\frac{2\beta}{\alpha} \sqrt{\frac{r}{\beta}} t + X \right) \right\} - 1 \right] \\ & \quad \times \left\{ \exp \left(\frac{2\beta}{\alpha} \sqrt{\frac{r}{\beta}} t + X \right) - 1 \right\} \\ & \quad + 2 \exp \left\{ 2 \left(\frac{2\beta}{\alpha} \sqrt{\frac{r}{\beta}} t + X \right) \right\} \dots\dots\dots (39) \end{aligned}$$

となり、式(39)の $t=t_0$ の時の d^2F/dt^2 の値の正負について判定する。まず $t_0=t_1$ は、 $dF/dt=0$ から求められ式(40)となる。

$$\begin{aligned} \frac{dF}{dt} &= \exp \left\{ 2 \left(\frac{2\beta}{\alpha} \sqrt{\frac{r}{\beta}} t + X \right) \right\} - 1 = 0 \\ 2 \left(\frac{2\beta}{\alpha} \sqrt{\frac{r}{\beta}} t + X \right) &= 0 \\ t_1 &= -\frac{\alpha}{2\beta} \sqrt{\frac{\beta}{r}} X = t_0 \dots\dots\dots (40) \end{aligned}$$

式(40)を式(39)に代入すると

$$\left. \frac{d^2F}{dt^2} \right|_{t=t_0} < 0$$

となり、 F は $t=t_0$ で極大値をとる。一方、式(40)からわかるように、 t_0 は負の値をとるが現象的には適用領域が $t \geq 0$ であるため、 $t=0$ で F は最大値をとり、 F の最大値 $F_{\max}$ は式(37)に $t=0$ を代入し式(41)となる。

$$\begin{aligned} F_{\max} &= m_G \left[1 + \frac{4\gamma \sin \theta}{ag} \times \frac{\exp \left(\ln \frac{v_0 + \sqrt{\frac{r}{\beta}}}{v_0 - \sqrt{\frac{r}{\beta}}} \right)}{\left[\exp \left(\ln \frac{v_0 + \sqrt{\frac{r}{\beta}}}{v_0 - \sqrt{\frac{r}{\beta}}} \right) - 1 \right]^2} \right] \\ &= m_G \left[1 + \frac{\gamma \sin \theta}{ag} \left(\frac{\beta}{r} v_0^2 - 1 \right) \right] \dots\dots\dots (41) \end{aligned}$$

次に中間浮子が係留索緊張の状態、海底支点を中心に動いた時の係留索に加わる流体抵抗の補正を以下に示す方法で行なった。図-6に示すように中間浮子端張力を T_{w1} 、海底端張力を T_{w0} とおき、力のつり合いを考えると、

$$\begin{aligned} T_{w0} \cos \theta_0 + T_{w1} \cos \theta_1 &= R \\ T_{w0} \sin \theta_0 &= T_{w1} \sin \theta_1 \end{aligned} \dots\dots\dots (42)$$

になる。ここで図-6からわかるように θ_0 , θ_1 は式(43)に示される。

$$\left. \begin{aligned} \sin \theta_0 &= \frac{a}{\sqrt{\delta^2 + a^2}} & \cos \theta_0 &= \frac{\delta}{\sqrt{\delta^2 + a^2}} \\ \sin \theta_1 &= \frac{b}{\sqrt{\delta^2 + b^2}} & \cos \theta_1 &= \frac{\delta}{\sqrt{\delta^2 + b^2}} \end{aligned} \right\} \dots\dots(43)$$

式(43)を式(42)に代入すると、

$$\left. \begin{aligned} T_{w0} \frac{\delta}{\sqrt{\delta^2 + a^2}} + T_{w1} \frac{\delta}{\sqrt{\delta^2 + b^2}} &= R \\ T_{w0} \frac{a}{\sqrt{\delta^2 + a^2}} &= T_{w1} \frac{b}{\sqrt{\delta^2 + b^2}} \end{aligned} \right\} \dots\dots(44)$$

が得られる。いま $\delta \ll a, b$ であるから第1次近似は式(45)となる。

$$\left. \begin{aligned} T_{w0} \frac{\delta}{a} + T_{w1} \frac{\delta}{b} &= R \\ T_{w0} &= T_{w1} \end{aligned} \right\} \dots\dots(45)$$

一方、鉛直方向のつり合いは、

$$V_0 + V_1 = R$$

なるゆえに、

$$\frac{V_1}{V_0} = \frac{T_{w1}}{b} \cdot \frac{a}{T_{w0}} = \frac{a}{b}$$

となる。このことは反力 V_1 , V_0 は a と b の比で表わせることを示している。したがって、第1次近似的には係留索の中間浮子端の運動と逆方向に働く係留索の流体力 V_1 は式(46)で示される。

$$V_1 = \frac{1}{L} \int_0^L x \kappa D L \left(\frac{x}{L} v^2 \right) dx = \frac{1}{4} \kappa D v^2 L^2 \dots\dots(46)$$

ここで、 κ は係留索の抗力係数で Re 数が 80~420 の範囲のため、円柱の抗力係数 $C_D = 10/\sqrt{Re}$ として与え、質量係数は索の径が非常に小さいため無視して、

$$\kappa = \frac{w_0}{2g} \sqrt{\frac{10}{v_0 D}} \dots\dots(47)$$

とする。

式(46), (47)を式(1)に代入し、係留索に加わる流体力を補正した中間浮子の運動方程式を求めると式(48)を得る。

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_0}{g} V \frac{dv}{dt} &= F \sin \theta - f \cos \theta - \frac{w_0}{2g} \left(C_D A \right. \\ &\quad \left. - \frac{1}{4} \sqrt{\frac{10}{v_0 D}} D L^2 \right) v^2 - C_M V \frac{w_0}{g} \frac{dv}{dt} \dots\dots(48) \end{aligned}$$

3.3 実験結果と考察

3.3.1 係留索張力

中間浮子の移動速度 v と係留索張力 T の実験記録の代表例を図示したのが図-7である。

図-7からわかる移動速度 $v_{0 \max}$ の時に係留索に最大張力 $T_{\max}$ が生じていることがわかる。また、 $v = v_{0 \max}$

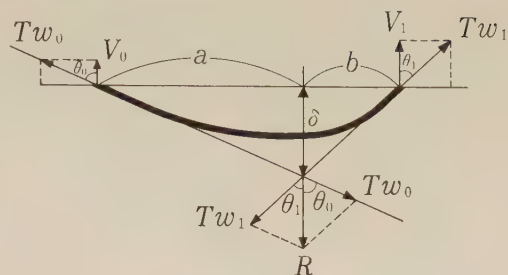


図-6 係留索懸垂線模式図

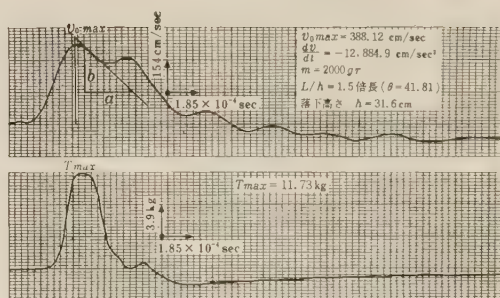


図-7 実験記録

なる時の係留浮子の移動距離 $x \left(= \int_0^{t_0} v dt \right)$ は、すべての実験ではほぼ同じで $x = 2 \sim 3$ cm の値をとる。このことは初期移動による変位角 $d\theta$ が約 0.5° 程度と非常に小さく、係留索方向と中間浮子の移動方向は直角になると考えてよいことを示している。

次に、中間浮子の運動方程式、式(1)が成り立つか否かについて計算値と実測値を比較した。図-8は、式(1)を模型実験に即して変形した運動方程式、式(48)に各実験記録から得られた中間浮子の移動速度の最大値 $v_{0 \max}$ および $v_{0 \max}$ が生じた以後の速度変化勾配から求めた移動時の平均加速度 dv/dt を代入して $F_{\max}$ を求め、 $F_{\max}$ を式(45)によって換算した $T_{A \text{ cal}}$ と係留索張力の実測値 $T_{\max \text{ exp}}$ を比較して図示したものである。ここで、中間浮子の抗力係数 C_D には 0.5 を、付加質量係数 C_M には、ポテンシャル流から求められた球体の付加質量係数 $C_{MA} = 0.5$ ($C_{MA} = C_M - 1$) を用いた⁴⁾。

図-8からわかるように計算値 $T_{A \text{ cal}}$ と実測値 $T_{\max \text{ exp}}$ はよく一致し、中間浮子に連結索を通じて施設浮体により生じた衝撃力が作用した場合、式(48)とならば式(1)の中間浮子の運動方程式が成り立つことがわかる。

3.3.2 連結索張力

連結索を通じて中間浮子に作用する作用力 $F_{\max}$ について調べる

連結索緊張時の中間浮子の落下速度 $w_0 = \sqrt{2gh}$ であり、中

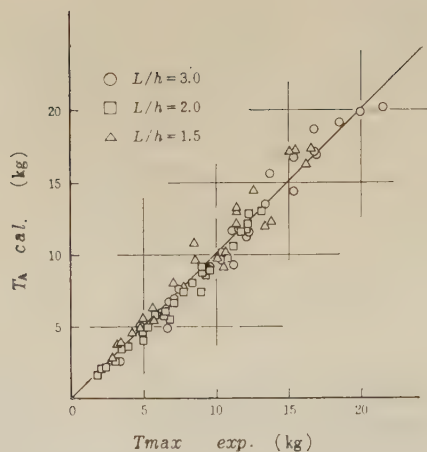


図-8 係留索最大張力の理論値 ($T_{\max}$) cal と実験値 ($T_{\max}$) exp の比較

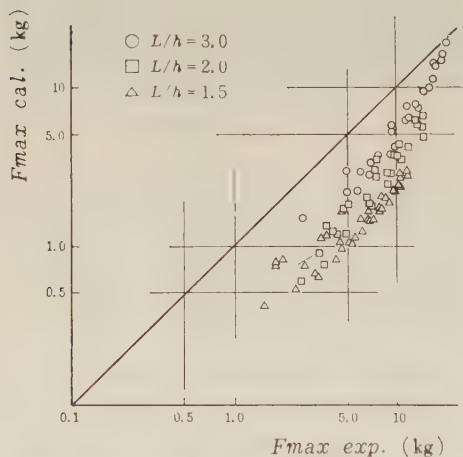


図-9 連結索最大張力の理論値 ($F_{\max}$) cal と実験値 ($F_{\max}$) exp の比較

間浮子の初期移動速度 $v_0 (=u_0/\sin \theta)$ を求め、式(4)に代入して求めた $F_{\max}$ cal と実測値 $T_{\max}$ を式(5)を用いて換算した $F_{\max}$ exp を比較して図示したのが図-9である。図-9によると $F_{\max}$ が大なる場合、実測値と計算値は一致するが $F_{\max}$ すなわち mu_0 が小さくなると実験値が計算値より大きくなる傾向を示す。このことは落下速度から直接算出した中間浮子の移動速度 $v_0 (=u_0/\sin \theta)$ と実験値から得られた v_0 exp の比較をした図-10(1)~(2)からもわかるように実験の範囲においては、中間浮子の重量 W と施設浮体を模した重錘重量 mg との比 W/mg が約 $1/5 \sim 1/50$ と大きいことによって重錘の運動量が中間浮子の運動にすぐ転化されず中間浮子が運動する際の加速度に消費されるためと考えられる。現実のように、

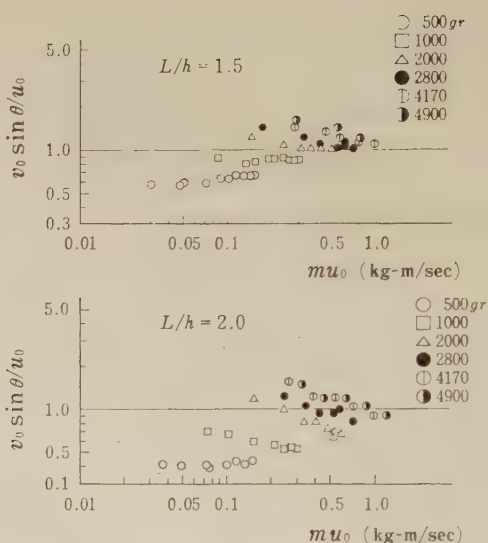


図-10 係留索緊張時の重錘の速度 u_0 と中間浮子の速度 v_0 の関係

$W/mg \approx 1/350$ のように施設浮体の重量に比較して中間浮子の重量が非常に小さい場合には、計算値と実測値は一致すると考えられる。

以上、3.3.1.、3.3.2. の考察から中間浮子を用いた場合の係留索に生じる張力を、設計計算する上においては式(3)式(5)は充分実用に供し得ると考えられる。

4. 結 言

浮体運動による係留索に生じる衝撃力を緩和する方法として、中間浮子の運動に伴う流体抵抗が施設浮体の運動量を吸収する機構を明らかにした。実験の結果から次の事柄が云える。

- ① 衝撃力の作用時間中は中間浮子の移動距離は非常に小さく、 $d\theta \approx 0$ と見なし得る。
- ② 中間浮子の移動速度と施設浮体の移動速度は係留索と海底面のなす角 θ に関係し、 $v = u/\sin \theta$ となる。そして中間浮子による衝撃力の吸収機構は基本となる運動方程式式(1)が成り立つ。その結果、従来経験的に設置されていた中間浮子の大きさ、重量などは、施設浮体の運動特性が解明されることにより、式(3)、式(5)を用いて設計計算が可能となった。

参 考 文 献

- 1) 三和英一：係留システム (D.P.S. を含む) の考え方について、第2回海洋工学シンポジウム、pp. 57~72、日本造船学会、昭和51年6月。
- 2) 安藤定雄：係留索、鎖、アンカー、シンカー等につ

- いて、第2回海洋工学シンポジウム, pp. 73~93, 日本造船学会, 昭和51年6月。
- 3) 石田善久: 高知県における沖合ハマチ養殖施設の試験について, 水産土木第12巻1号, pp. 9~18, 1975。
- 4) 土木学会編: 水理公式集(昭和46年度版), pp. 522~523。

Study on the Impact Absorbing of the Mooring Cable with Buoy

By

Yukio UEKITA and Makoto NAKAMURA

Summary

It has been required to improve mooring technique absorbing the impact force on mooring cable for the purpose of developping an offshore aquacultural ground.

This paper describes the mechanism of the absorption of impact by the mooring buoy, set on between the floating body and the mooring cable.

The theory hypothesized the following.

1. The movement length of buoy is so small compared to the cable length L that the degree of movement $d\theta$ is negligible.
2. The elongation of the cable does not effect to the absorption of the impact.
3. The weight of the cable and drag force on the cable are neglected. Then, the equation of the buoy motion is given by (1)

$$\frac{\sigma_0}{g} V \frac{dv}{dt} = F \cdot \sin \theta - f \cdot \cos \theta - C_D A \frac{w_0}{2g} v^2 - C_M V \frac{w_0}{g} \frac{dv}{dt} \dots \dots \dots (1)$$

where, σ_0 , w_0 : unit weight of the buoy and sea water,

V : volume of the buoy, F : acting force on the buoy by the movement of floating body, f : surplus buoyancy of the buoy, A : the projected area of the bouy to v -direction, g : gravitational accerelation, v : moving velocity of the buoy, dv/dt : accerelation of the buoy, θ : degree of tensioned cable to the sea bottom, C_D , C_M : drag coefficient and added mass coefficient of the buoy.

The force F , acting on the buoy by floating buoy is given by (2)

$$F = - \frac{dM}{dt} = -m \cdot \sin \theta \frac{dv}{dt} \dots \dots \dots (2)$$

where, m : the total of the mass and added mass of floating body.

The maximum acting force $F_{\max}$ is given by the substitution (2) into (1).

$$\left. \begin{aligned} F_{\max} &= \frac{m\gamma \sin \theta}{\alpha} \left[1 + \frac{\beta}{\gamma} v_0^2 \right] \\ \left(\frac{\sigma_0}{w_0} + C_M \right) V + \frac{mg \cdot \sin^2 \theta}{w_0} &= \alpha \\ \frac{1}{2} C_D A \frac{\beta}{\gamma} \\ \frac{g}{w_0} f \cdot \cos \theta - \gamma \\ v_0 &= \frac{u_0}{\sin \theta} \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (13)$$

And, the tention $T_{\max}$ on the mooring cable is given by (15).

$$\left. \begin{aligned} T_{\max} &= \sec\theta [F_{\max} - F \sin\theta] \\ F &= \frac{\beta w_0 v_0^2}{g} + \frac{\gamma w_0 C_M V}{\alpha g} \left(1 + \frac{\beta}{\gamma} v_0^2 \right) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (15)$$

The experimental values is in satisfactory agreement with the theoretical values.

にくらべて無視できるものとする。この場合、界面波による上・下層の運動方程式と連続方程式は、表面長波のもの⁸⁾と同様な取り扱いで導くことができ、次式を得る。

〔運動方程式〕

$$\left. \begin{aligned} \text{上層: } \frac{\partial u_1}{\partial t} &= -\frac{1}{\rho_1} \frac{\partial p_1}{\partial x} \\ 0 &= -\frac{1}{\rho_1} \frac{\partial p_1}{\partial z} - g \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(1)$$

$$\left. \begin{aligned} \text{下層: } \frac{\partial u_2}{\partial t} &= -\frac{1}{\rho_2} \frac{\partial p_2}{\partial x} \\ 0 &= -\frac{1}{\rho_2} \frac{\partial p_2}{\partial z} - g \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(2)$$

ここに、 u は水平流速、 ρ は密度、 p は圧力、 g は重力加速度で、添字 1 は上層、2 は下層に対応する。

〔連続方程式〕

$$\text{上層: } \frac{\partial}{\partial t} (\zeta_1 - \zeta_2) + \frac{\partial}{\partial x} \{ (h_1 + \zeta_1 - \zeta_2) u_1 \} = 0 \dots\dots\dots(3)$$

$$\text{下層: } \frac{\partial}{\partial t} \zeta_2 + \frac{\partial}{\partial x} \{ (h_2 + \zeta_2) u_2 \} = 0 \dots\dots\dots(4)$$

ここに、 h_1 は上層の層厚で一定、 h_2 は下層の層厚で x の関数である。 ζ_1 は上層表面の静水面からの変位量、 ζ_2 は界面の変位量で上方を正とする。

(1)の第2式と(2)の第2式は境界条件 $z=h_1+\zeta_1$ で $p_1=0$ 、 $z=\zeta_2$ で $p_1=p_2$ から

$$\left. \begin{aligned} p_1 &= \rho_1 g (h_1 + \zeta_1 - z) \\ p_2 &= \rho_2 g (\zeta_2 - z) + \rho_1 g (h_1 + \zeta_1 - \zeta_2) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(5)$$

(5)式を(1)の第1式と(2)の第1式に代入し、次式を得る。

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial u_1}{\partial t} &= -g \frac{\partial \zeta_1}{\partial x} \\ \frac{\partial u_2}{\partial t} &= -g \left(\frac{\partial \zeta_1}{\partial x} + \Delta \rho \frac{\partial \zeta_2}{\partial x} \right) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(6)$$

ここに、 $\Delta \rho = (\rho_2 - \rho_1) / \rho_2$ とした。また $\Delta \rho$ は一般に 10^{-3} 程度であることから ρ_1 / ρ_2 を 1 とした。

微小振幅波理論が適用できる範囲内の界面波を取り扱う場合には、さらに(7)式の条件を付加することができ、(3)、(4)式は(8)式となる。

$$\zeta_1 \ll \zeta_2 \ll h_1 \text{ かつ } h_2 \dots\dots\dots(7)$$

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial \zeta_2}{\partial t} - h_1 \frac{\partial u_1}{\partial x} &= 0 \\ \frac{\partial \zeta_2}{\partial t} + h_2 \frac{\partial u_2}{\partial x} + u_2 \frac{\partial h_2}{\partial x} &= 0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(8)$$

(8)式を t で微分したのち、(6)式の u_1, u_2 を代入し、(9)式を得る。

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial^2 \zeta_2}{\partial t^2} &= -g h_1 \frac{\partial^2 \zeta_1}{\partial x^2} \\ \frac{\partial^2 \zeta_2}{\partial t^2} &= g \frac{\partial}{\partial x} \left(h_2 \frac{\partial \zeta_1}{\partial x} + \Delta \rho h_2 \frac{\partial \zeta_2}{\partial x} \right) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(9)$$

さらに、(9)式から ζ_2 を消去し(10)式を得る。

$$\frac{\partial}{\partial x} \left\{ \Delta \rho g h_1 h_2 \frac{\partial^3 \zeta_1}{\partial x^3} - h_2 \frac{\partial^3 \zeta_1}{\partial x \partial t^2} - h_1 \frac{\partial^3 \zeta_1}{\partial x \partial t^2} \right\} = 0 \dots\dots\dots(10)$$

上式は x について 1 回積分することができる。その際、積分定数は時間 t のみの関数となる。しかし、いま興味のある解は x と t の関数であるから、積分定数は零となる。結局、(7)式を満たす二層界面長波の基本式は(11)式となる。

〔二層界面長波の基本式〕

$$\Delta \rho g h_1 h_2 \frac{\partial^3 \zeta_1}{\partial x^3} - h_2 \frac{\partial^3 \zeta_1}{\partial x \partial t^2} - h_1 \frac{\partial^3 \zeta_1}{\partial x \partial t^2} = 0 \dots\dots\dots(11)$$

3. 解 析

(11)式は x だけの係数を持った ζ_1 の線形微分方程式である。このような方程式の一般解は ζ_1 が $e^{-i\sigma t}$ のように時間に依存する特解の和として表はすことができる。 σ は境界条件から定まる。このことから(11)式の解は(12)式で与えられる。

$$\frac{\partial \zeta_1}{\partial x} = q(x) e^{-i\sigma t} \dots\dots\dots(12)$$

ここに $q(x)$ は x のみの関数で、(12)式を(11)式に代入して得られる(13)式の解である。

$$h_2 \frac{d^2 q}{dx^2} + \frac{\sigma^2}{\Delta \rho g} (1 + h_2/h_1) q = 0 \dots\dots\dots(13)$$

3.1 基本式の検討

(13)式を特定の条件の下で解き既往の結果と一致することを示す。

3.1.1 $h_2 = \text{const.}$ の場合

(13)式の解は次式で与えられる。

$$q = q_0 e^{ikx} \dots\dots\dots(14)$$

ここに、 k は波数で(13)式の分散方程式を満足するものとする。

$$k^2 = \frac{\sigma^2}{\Delta \rho g} \frac{h_1 + h_2}{h_1 h_2} \dots\dots\dots(15)$$

(15)式は上層と下層の層厚がそれぞれ h_1 と h_2 である界面長波の分散方程式で既往の結果⁹⁾と一致する。

3.1.2 $h_2 = \text{const.}, h_1 \rightarrow \infty$ の場合

(15)式で $h_1 \rightarrow \infty$ とすると

$$k^2 = \frac{\sigma^2}{\Delta \rho g h_2} \dots\dots\dots(16)$$

すなわち、既往の結果⁹⁾を得る。(16)式は水深が h_2 の表面波の分散方程式¹⁰⁾において、重力加速度 g を $\Delta\rho g$ で置き換えたものに対応する。

3.1.3 $h_2=h_0-\alpha x$, $h_1 \rightarrow \infty$ の場合

(17)式は(13)式の x を $\xi=h_0/\alpha l-x/l$ で変換し、さらに ξ で割ったもので、 l は水平方向の代表長、 $\beta=l\sigma^2/\Delta\rho g\alpha$ である。

$$\xi \frac{d^2 q}{d\xi^2} + \frac{\beta}{\xi} q = 0 \quad \dots\dots\dots (17)$$

(17)式は Bessel の微分方程式に変換でき¹¹⁾、解として(18)式を得る。

$$q = \sqrt{\xi} [C_1 J_1(2\sqrt{\beta\xi}) + C_2 Y_1(2\sqrt{\beta\xi})] \quad \dots\dots (18)$$

(9)の第1式と(12)式から $\zeta_2 \sim \partial^2 \zeta_1 / \partial x^2 = dq/dx$ 、また、 $\xi = h_0/\alpha l - x/l$ から

$$\zeta_2 \sim -\frac{dq}{d\xi} = -2\sqrt{\beta} [C_1 J_0(2\sqrt{\beta\xi}) + C_2 Y_0(2\sqrt{\beta\xi})] \quad \dots\dots\dots (19)$$

(19)式は底勾配が一定な湖における表面長波の結果¹²⁾において g を $\Delta\rho g$ で置き換えたものと一致する。

3.2 一般解

(13)式で $h_2=h_0-\alpha x$, $h_1=const.$ の一般解を求める。(13)式の x を(21)式の ξ で変換し、(20)式を得る。

$$\xi \frac{d^2 q}{d\xi^2} + (CA - B + C\xi)q = 0 \quad \dots\dots\dots (20)$$

$$\left. \begin{aligned} \text{ここに、} \quad \xi &= x/l - A \\ A &= \frac{h_0}{\alpha l} \\ B &= \frac{l\sigma^2}{\Delta\rho g\alpha} \left(1 + \frac{h_0}{h_1}\right) \\ C &= \frac{l^2\sigma^2}{\Delta\rho gh_1} \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (21)$$

(20)式の解として(22)式を仮定する。

$$q = \sum_{n=1}^{\infty} [a_n \xi^{n-1}] \xi^S \quad \dots\dots\dots (22)$$

ここに、 a_n は境界条件から定まる係数で、 a_1 は零であってははいけない。

(22)式を(20)式に代入し、(20)式を ξ のべき級数で表はす。(22)式が(20)式の解であるためには、 ξ に関する各べきの係数は零となり、(23)式を得る。

$$\left. \begin{aligned} \xi^{S-1} : S(S-1)a_1 &= 0 \\ \xi^S : (S+1)Sa_2 + (CA-B)a_1 &= 0 \\ \xi^{S+1} : (S+2)(S+1)a_3 + (C \cdot 1 - B)a_2 + Ca_1 &= 0 \\ \vdots & \\ \xi^{S+n} : (S+n+1)(S+n)a_{n+2} + (CA-B)a_{n+1} &+ Ca_n = 0 \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots (23)$$

(23)の第1式から、 $S=0$ あるいは $S=1$ を得る。しかし $S=0$ とすると第2式から $a_1=0$ となり不適切である。 $S=1$ とすると(23)式から(24)式を得る。

$$\left. \begin{aligned} a_1 : & \text{任意定数} \\ a_2 &= -\frac{CA-B}{2 \cdot 1} a_1 \\ a_3 &= -\frac{CA-B}{3 \cdot 2} a_2 - \frac{C}{3 \cdot 2} a_1 \\ a_{n+2} &= -\frac{CA-B}{(n+2)(n+1)} a_{n+1} - \frac{C}{(n+2)(n+1)} a_n \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots (24)$$

すなわち、すべての係数 a_n は任意定数 a_1 で表はされる。よって(20)式の独立な2つの特解のうち1つは、(24)式で $a_1=1$ と置き(25)式で与える。

$$q_1 = \sum_{n=1}^{\infty} [Q_n \xi^{n-1}] \quad \dots\dots\dots (25)$$

ここに、

$$\left. \begin{aligned} Q_1 &= 0, \quad Q_2 = 1 \\ Q_n &= -\frac{CA-B}{(n-2)(n-1)} Q_{n-1} - \frac{C}{(n-2)(n-1)} Q_{n-2} \end{aligned} \right\} \quad (n \geq 3) \quad \dots\dots\dots (26)$$

残るもう一つの特解は

$$q_2 = q_1 \log \xi + v(\xi) \quad \dots\dots\dots (27)$$

と置き $v(\xi)$ を定める。 q_1 は(25)式で与えた(20)式の解である。(27)式を(20)式に代入し(28)式を得る。

$$\xi \frac{d^2 v}{d\xi^2} + (CA - B + C\xi)v = \frac{q_1}{\xi} - 2 \frac{dq_1}{d\xi} \quad \dots\dots\dots (28)$$

v を次の級数

$$v = \sum_{n=1}^{\infty} [C_n \xi^{n-1}] \quad \dots\dots\dots (29)$$

で表はし、(28)式の両辺を ξ で整理すると

$$\begin{aligned} \text{左辺} &= \sum_{n=1}^{\infty} [(n+1)nC_{n+2} + (CA-B)C_{n+1} + CC_n] \xi^n \\ &+ (CA-B)C_1 \quad \dots\dots\dots (30) \end{aligned}$$

$$\text{右辺} = -\sum_{n=1}^{\infty} [(2n+1)Q_{n+2}\xi^n] - 1 \quad \dots\dots\dots (31)$$

両辺の ξ のべきの係数は等しいから、

$$\left. \begin{aligned} C_1 &= -\frac{1}{CA-B}, \quad C_2 : \text{任意定数} \\ C_{n+2} &= -\frac{(CA-B)C_{n+1} + CC_n + (2n+1)Q_{n+2}}{n(n+1)} \end{aligned} \right\} \quad (n \geq 1) \quad \dots\dots\dots (32)$$

(32)式の C_{n+2} は任意定数 C_2 を含むが、特解を求めるのであるから $C_2=0$ としてよい。結果は

$$C_n = \frac{1}{(n-1)(n-2)} \sum_{m=2}^n [A_{nm} Q_m] \dots\dots\dots (33)$$

$$(n \geq 3)$$

ここに、 A_{nm} は、(21)式の A, B, C で定まる定数で(34)式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} A_{32} &= \frac{C}{CA-B}, \quad A_{33} = -3 \\ A_{42} &= -\frac{CA-B}{2 \cdot 1} A_{32}, \quad A_{43} = -\frac{CA-B}{2 \cdot 1} A_{33}, \\ A_{44} &= -5 \\ n \geq 5 \text{ では} \\ A_{nn} &= -(2n-3) \\ A_{nn-1} &= -\frac{CA-B}{(n-3)(n-2)} A_{n-1n-1} \\ A_{nm} &= -\left\{ \frac{CA-B}{(n-3)(n-2)} A_{n-1m} \right. \\ &\quad \left. + \frac{C}{(n-3)(n-4)} A_{n-2m} \right\} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (34)$$

(ただし、 $m=2, 3, \dots, n-2$)

結果を整理する。(27)式に対応する特解は

$$q_2 = q_1 \log \xi - \frac{1}{CA-B} + \sum_{n=3}^{\infty} \sum_{m=2}^n \left[\frac{A_{nm} Q_m}{(n-1)(n-2)} \xi^{n-1} \right] \dots\dots\dots (35)$$

結局、(20)式の一般解 q は互に独立な特解をそれぞれ任意定数倍し、それらの和で与えられることから(36)式となる。

$$\left. \begin{aligned} q &= E q_1 + F q_2 \\ &= E \sum_{n=1}^{\infty} [Q_n \xi^{n-1}] \\ &\quad + F \left\{ \log \xi \sum_{n=1}^{\infty} [Q_n \xi^{n-1}] - \frac{1}{CA-B} \right. \\ &\quad \left. + \sum_{n=3}^{\infty} \sum_{m=2}^n \left[\frac{A_{nm} Q_m}{(n-1)(n-2)} \xi^{n-1} \right] \right\} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (36)$$

ここに、 E, F は境界条件から定る定数、 A, B, C は(21)式で、 Q_n は(26)式で、 A_{nm} は(34)式でそれぞれ与えられる。

4. 静振について

いま、図-2に示す底勾配が一定な水路における静振のモード周期を(39)式から求める。 B, C は σ の関数であるので、(36)式の q を $q(\xi, \sigma)$ と書く。また、モード数 M の σ を σ_M で表はすことにすると、(36)式は境界条件(40)式

$$\left. \begin{aligned} q(-A, \sigma_M) &= 0, \quad q(1-A, \sigma_M) = 0 \text{ から} \\ E q_1(-A, \sigma_M) + F q_2(-A, \sigma_M) &= 0 \\ E q_1(1-A, \sigma_M) + F q_2(1-A, \sigma_M) &= 0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (37)$$

すなわち、(38)式を満たす σ_M を求めればよい。

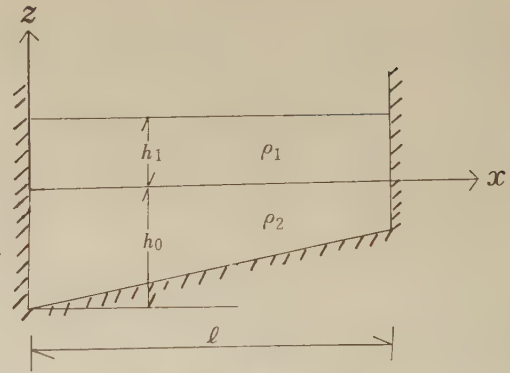


図-2 座標と記号

Co-ordinates and symbols of interfacial long waves in a water tank with a gentle sloping bed

$$\left[\begin{aligned} q_1(-A, \sigma_M), \quad q_2(-A, \sigma_M) \\ q_1(1-A, \sigma_M), \quad q_2(1-A, \sigma_M) \end{aligned} \right] \\ = q_1(-A, \sigma_M) q_2(1-A, \sigma_M) \\ - q_1(1-A, \sigma_M) q_2(-A, \sigma_M) = 0 \dots\dots\dots (38)$$

図-2における静振のモード周期、表面および界面振動の振幅、上・下層における水粒子の速度などを求めるには、(38)式によるよりも以下の方法によるのがより簡単である。

(13)式で、 $x' = x/l$, $h_2 = h_0 - a l x'$ と置き(39)式を得る。

$$(x' - A) \frac{d^2 q}{dx'^2} + (C x' - B) q = 0 \dots\dots\dots (39)$$

ここに、 A, B, C は(21)式と同一
静振の境界条件

$$\left. \begin{aligned} x' = 0 \quad (x = 0) \text{ で } q = 0 \\ x' = 1 \quad (x = l) \text{ で } q = 0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (40)$$

の第1式を満たす(39)式の解として次式

$$q = \sum_{n=1}^{\infty} [a_n x'^n] \dots\dots\dots (41)$$

を仮定し、係数比較法で a_n を求めると、

$$\left. \begin{aligned} a_1 &: \text{任意定数} \\ a_2 &= 0 \\ a_3 &= -\frac{B}{6 \cdot 1} a_1 \\ \vdots \\ a_n &= \frac{(n-1)(n-2)a_{n-1} - B a_{n-2} + C a_{n-3}}{n(n-1)A} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (42)$$

$$(n \geq 4)$$

a_n は σ を含んだ B, C の関数であるので、(41)式を(43)式と書く。

$$q(x', \sigma) = \sum_{n=1}^{\infty} [a_n x'^n] \dots\dots\dots (43)$$

4.1 モード周期 σ_M

モード数 M の界面静振の角振動数 σ を σ_M で表すと, (43式)と(40式)から

$$q(1, \sigma_M) = \sum_{n=1}^{\infty} [a_n] = 0 \quad (44)$$

4.2 表面と界面の振動振幅 $\bar{\zeta}_1, \bar{\zeta}_2$

モード数 M の界面静振による上層表面の振動振幅 $\bar{\zeta}_1(x', \sigma_M)$ は(42式, (43式)から

$$\frac{d\bar{\zeta}_1(x', \sigma_M)}{l dx'} = q(x', \sigma_M) = \sum_{n=1}^{\infty} [a_n x'^n]$$

$$\therefore \bar{\zeta}_1(x', \sigma_M)/l = \sum_{n=1}^{\infty} \left[\frac{a_n}{n+1} x'^{n+1} \right] + S_0$$

S_0 は積分定数で, $\int_0^1 \bar{\zeta}_1 dx' = 0$ より定まり, 結局次式を得る。

$$\bar{\zeta}_1(x', \sigma_M)/l = \sum_{n=1}^{\infty} \left[\frac{a_n}{n+1} x'^{n+1} \right] - \sum_{n=1}^{\infty} \left[\frac{a_n}{(n+1)(n+2)} \right] \quad (45)$$

界面の振動振幅 $\bar{\zeta}_2(x', \sigma_M)$ は, (9)の第1式から

$$\bar{\zeta}_2(x', \sigma_M)/l = \frac{g h_1}{l^2 \sigma_M^2} \sum_{n=1}^{\infty} [n a_n x'^{n-1}] \quad (46)$$

4.3 上・下層での流速の振幅 $\bar{u}_1, \bar{u}_2$

(6)の第1式と(6)の第2式から

$$\bar{u}_1(x', \sigma_M) / \frac{g}{\sigma_M} = - \sum_{n=1}^{\infty} [a_n x'^n] \quad (47)$$

$$\bar{u}_2(x', \sigma_M) / \frac{g}{\sigma_M} = - \sum_{n=1}^{\infty} [a_n x'^n] - \frac{\Delta \rho g h_1}{l^2 \sigma_M^2} \sum_{n=1}^{\infty} [n(n-1) a_n x'^{n-2}] \quad (48)$$

4.4 数値計算の結果と応用例

(43式の a_n は(42式)で与えた a_1 および A, B, C の関数である。 a_1 は波高なり流速なりの境界条件から定まる。 A, B, C は(21式の無次元量で, これらは物理的な意味のより明確な次の3つの無次元量で表す方がよい。

$$\frac{\alpha l}{h_0}, \frac{l \sigma}{\sqrt{\Delta \rho g h_0}}, \frac{h_1}{h_0} \quad (49)$$

図-3は, (43式)で $x'=1, a_1=1$ とおき, $\alpha l/h_0=0.6, h_1/h_0=0.6$ の場合について, $l \sigma / \sqrt{\Delta \rho g h_0}$ の変化による q の値を示した。いま, 横軸との交点に左より番号①, ②, ……を付け, これに対応する σ 値を $\sigma_1, \sigma_2, \dots, \sigma_M, \dots$ と表はすと, この σ_M は(44式の σ_M にほかならない。(44式)を満たす σ_M は無限個存在する。しかし, (44式)は長波の

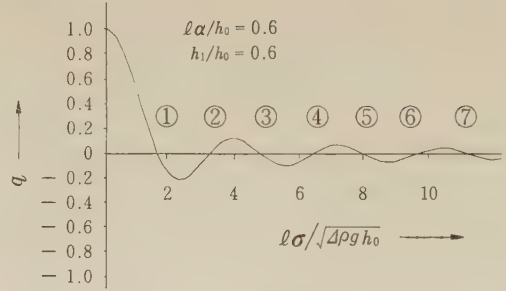


図-3 (43) 式の数値計算例
A calculated illustration of Eq. (43)

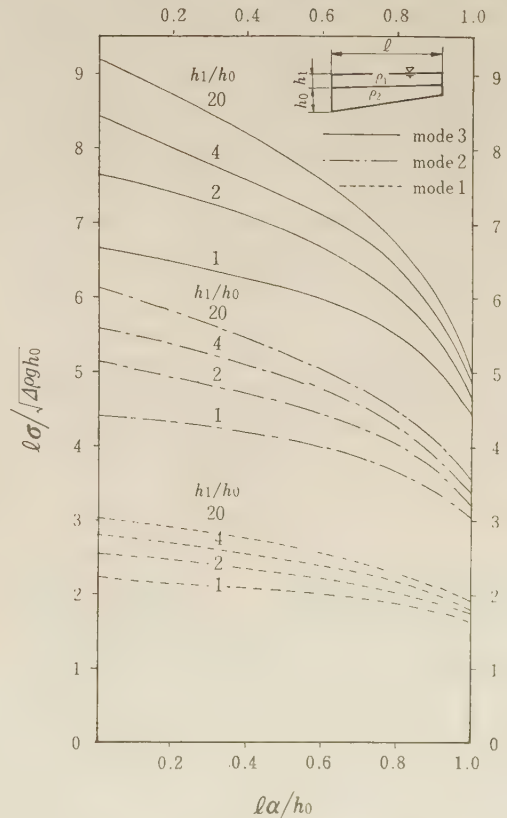


図-4-1 一様傾斜底水槽における界面波の共振周期
Resonance frequency of interfacial long waves
in a water tank with a gentle sloping bed

条件の下で導かれたものであるから, あまり大きな σ_M は無意味となる。

図-4は(44式の σ_M うち, 基本モード, モード2, 3に対応する $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ をパラメータ h_1/h_0 で図化した。

図-5は(45)~(48式)を図化したもので, それぞれ無次元の値は(49式の無次元量と $x/l(x')$ で一意的に定まる。

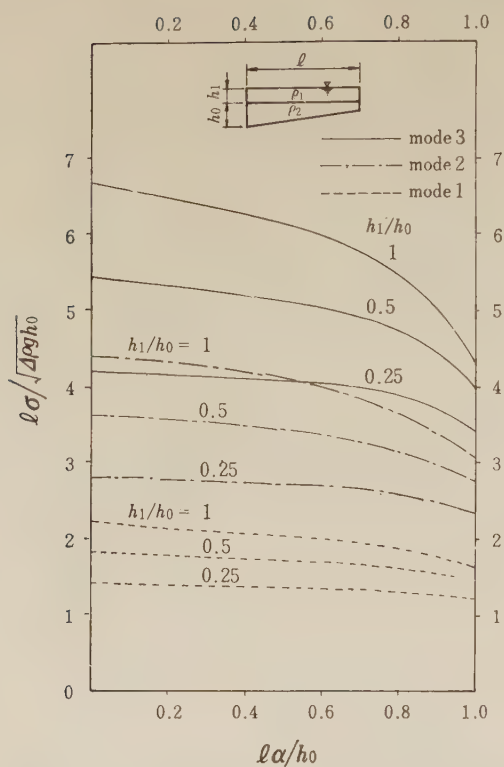


図-4-2 一様傾斜底水槽における界面波の共振周期
Resonance frequency of interfacial long waves
in a water tank with a gentle sloping bed

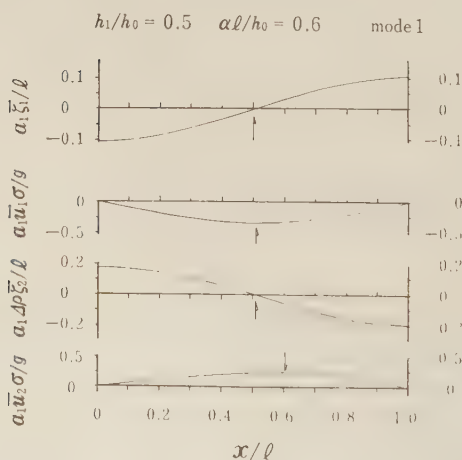


図-5-1 図-2における界面静振による表面および界面の振動振幅と上層および下層での最大流速 (43~48式による) 矢印はゼロないし最大となる位置
Calculated illustrations of Eqs. (43)~(48) under the conditions of resonance mode

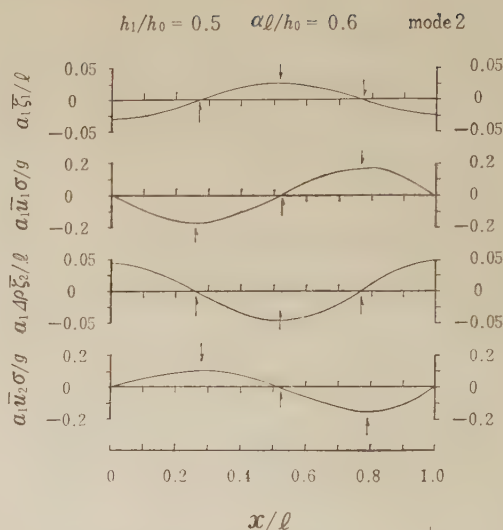


図-5-2 図-2における界面静振による表面および界面の振動振幅と上層および下層での最大流速 (43~48式による) 矢印はゼロないし最大となる位置
Calculated illustrations of Eqs. (43)~(48) under the conditions of resonance mode

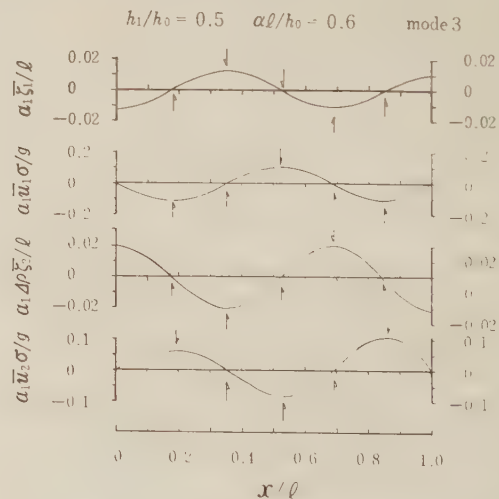


図-5-3 図-2における界面静振による表面および界面の振動振幅と上層および下層での最大流速 (43~48式による) 矢印はゼロないし最大となる位置
Calculated illustrations of Eqs. (43)~(48) under the conditions of resonance mode

(49式)の $\ell \sigma / \sqrt{\Delta \rho g h_0}$ は他の2つの無次元量とモード数が与えられると図-4から定まるので、図-5ではパラメータとして $\ell \sigma / \sqrt{\Delta \rho g h_0}$ の代りにモード数を用いた。

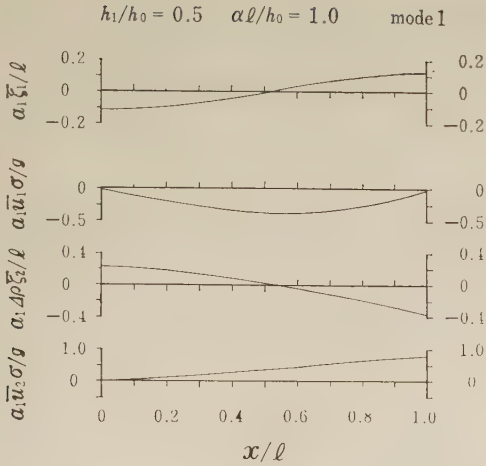


図-5-4 図-2における界面静振の表面および界面の振動振幅と上層および下層での最大流速(45~48式による)

Calculated illustrations of Eqs. (45)~(48) under the conditions of resonance mode

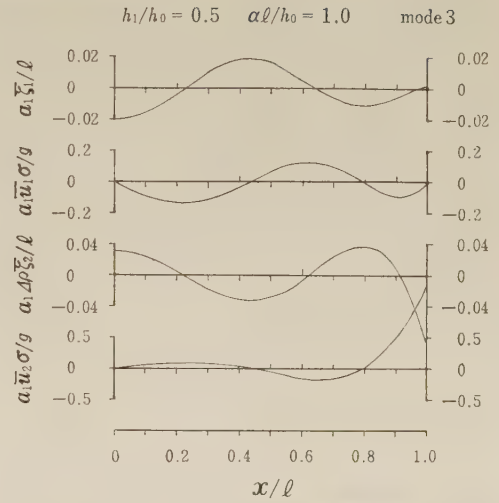


図-5-6 図-2における界面静振の表面および界面の振動振幅と上層および下層での最大流速(45~48式による)

Calculated illustrations of Eqs. (45)~(48) under the conditions of resonance mode

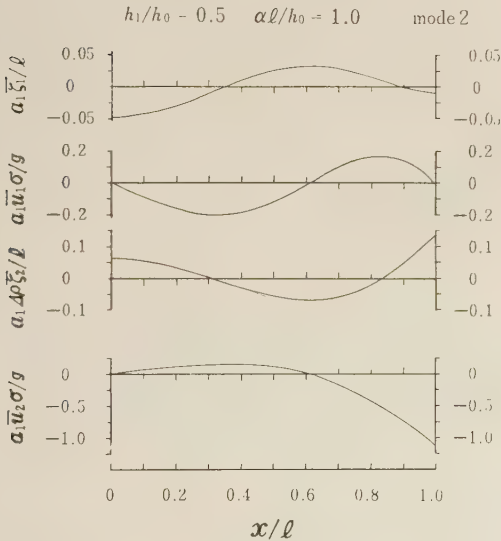


図-5-5 図-2における界面静振の表面および界面の振動振幅と上層および下層での最大流速(45~48式による)

Calculated illustrations of Eqs. (45)~(48) under the conditions of resonance mode

図-4.5 の応用の一例を示す。

図-2 で諸元が $l=600 \text{ m}$, $\alpha=1/20$, $h_1=25 \text{ m}$, $h_0=50 \text{ m}$, $\rho_1=1.020 \text{ g/cm}^3$, $\rho_2=1.025 \text{ g/cm}^3$ の閉塞性湾における静振の基本周期は図-4 からモード 1, $h_1/h_0=$

0.5 , $la/h_0=0.6$, に対応する $l\sigma/\sqrt{\Delta\rho gh_0}=1.70$ すなわち, $\sigma=4.38 \times 10^{-8} \text{ sec}^{-1}$, $T=1,434 \text{ sec}=23.9 \text{ min}$ を得る。次に, モード 1 の静振が発達し, 水深 45 m の地点で界面波の波高 8 m を実測した。このとき上・下層における最大流速とその位置は,

① a_1 の決定: 図 5-2 から $x/l=1$ での $a_1\Delta\rho\xi_2/l=0.2$ より $a_1=6.150 \times 10^3$ となる。

② 上層の流速が最大となる位置は, $x/l=0.51$ で $a_1\bar{u}_1\sigma/g=0.34$, よって $\bar{u}_1=12.37 \text{ cm/sec}$ を得る。

③ 下層の流速が最大となる位置は, $x/l=0.61$ で $a_1\bar{u}_2\sigma/g=0.25$, よって $\bar{u}_2=9.09 \text{ cm/sec}$ を得る。

④ 表層水面の最大変位量は, $x/l=1.0$ で $a_1\bar{\xi}_1/l=0.105$, よって $2\bar{\xi}_1=2.05 \text{ cm}$ を得る。

4.5 考 察

4.5.1 モード周期について

モード数 M の界面静振の角振動数 σ_M は (44 式) ないし図-4 から求まる。下層の層厚が一定な水路におけるモード周期は図-4 で $la/h_0=0$ に対応する $l\sigma/\sqrt{\Delta\rho gh_0}$ から求まる。これはまた (45 式) より次式で与えられる。

$$l\sigma_M/\sqrt{\Delta\rho gh_0} = \pi M/\sqrt{1+(h_1/h_0)^{-1}} \dots\dots\dots (50)$$

ここで, M は正整数である。

$l\sigma_M/\sqrt{\Delta\rho gh_0} = \pi M$ は長方形断面水路における表面長

波の静振の関係式で g を $\Delta\rho g$ と置いたものと一致する。 $h_1/h_0 \rightarrow 0$ の場合には50式の右辺は無限大となる。すなわち、上層の層厚が小さくなると界面波の位相速度は遅くなることが分る。

界面波の位相速度が局所的な条件のみで定まるとすると、位相速度 C_l は(49式から次式で与えられる。

$$C_l = \frac{\sigma}{k} = \sqrt{\Delta\rho g \frac{h_1 h_2}{h_1 + h_2}} \quad \dots\dots\dots (51)$$

界面波が図-2の水路の左端から右端まで伝達するに要する時間 T_l は51式で $h_2 = h_0 - \alpha x$ と置き、 $C_l dt = dx$ から

$$T_l = \int_0^{T_l} dt = \int_0^l \frac{dx}{C_l} \\ = \frac{1}{\sqrt{\Delta\rho g h_0}} \int_0^l \frac{\sqrt{h_0}}{h_1 + \frac{1}{1-\alpha x/h_0}} dx$$

すなわち

$$T_l = \frac{h_0/\alpha}{\sqrt{\Delta\rho g h_0}} \left[\sqrt{1+\beta} - \frac{\sqrt{K+\beta}}{K} \right. \\ \left. + \frac{1}{2}\beta \left\{ \log \frac{\sqrt{K+\beta} - \sqrt{\beta}}{\sqrt{K+\beta} + \sqrt{\beta}} \right. \right. \\ \left. \left. - \log \frac{\sqrt{1+\beta} - \sqrt{\beta}}{\sqrt{1+\beta} + \sqrt{\beta}} \right\} \right] \quad \dots\dots\dots (52)$$

ここで、 $\beta = h_0/\alpha$ 、 $K = 1/(1-\alpha l/h_0)$ である。

52式の T_l がモード数 M の界面波に対応するものとすると53式を得る。

$$\frac{\sigma_{Ml}}{\sqrt{\Delta\rho g h_0}} = \pi M \frac{\alpha l}{h_0} / [*] \quad \dots\dots\dots (53)$$

ここで、 $[*]$ は52式の $[\quad]$ を表はす。

53式で $\alpha \rightarrow 0$ のとき $[*] = \sqrt{1+\beta} \alpha l/h_0$ となるから、

この場合53式は50式と一致する。また、 $\alpha l/h_0 \rightarrow 1$

($K \rightarrow \infty$) では53式は54式となる。

$$\frac{\sigma_{Ml}}{\sqrt{\Delta\rho g h_0}} = \pi M \left/ \left[\sqrt{1+\beta} - \frac{1}{2\sqrt{\beta}} \log \frac{\sqrt{1+\beta} - \sqrt{\beta}}{\sqrt{1+\beta} + \sqrt{\beta}} \right] \right. \\ \dots\dots\dots (54)$$

54式と44式を比較したのが表-1 である。

表-1 $\alpha l/h_0 = 1$ での54式/44式の値

M	β	1/20	1/2	1	2	4
1		0.87	0.83	0.83	0.86	0.85
2		0.89	0.91	0.90	0.90	0.91
3		0.93	0.93	0.93	0.93	0.93

これより次のことが分かる。53式は(44式よりも小さい)の値を与え、その差はモード数が小さいほど大きい。すなわち、図-2の水路における界面波の平均位相速度は、

51式で与えられる局所的位相速度の平均値よりも速い。

次に、平均位相速度を59式で与えられる一定な下層層厚 $\bar{h}$ を有する水路での界面波の位相速度で近似できるものとする

$$\sqrt{\bar{h}} = \frac{1}{l} \int_0^l \sqrt{h_2} dx \quad \dots\dots\dots (55)$$

$h_2 = h_0 - \alpha x$ の場合の界面波のモード周期は56式から56式を得る。

$$\frac{l\sigma_M}{\sqrt{\Delta\rho g h_0}} = \frac{(2/3)\pi M A \{1 - (1-A^{-1})^{3/2}\}}{\sqrt{1+(4/9)\beta A^2 \{1 - (1-A^{-1})^{3/2}\}^2}} \quad \dots\dots\dots (56)$$

ここで $\beta = h_0/\alpha$ 、 $A = h_0/l\alpha$ である。 $A \rightarrow \infty$ ($\alpha \rightarrow \infty$) では、56式は50式と一致する。 $A \rightarrow 1$ では

$$\frac{l\sigma_M}{\sqrt{\Delta\rho g h_0}} = \frac{(2/3)\pi M}{\sqrt{1+(4/9)\beta}} \quad \dots\dots\dots (57)$$

となる。

表-2 は57式と44式を比較したもの。

表-2 57式/44式の値

M	β	1/20	1/2	1	2	4
1		1.15	1.08	1.06	1.05	1.02
2		1.18	1.18	1.15	1.11	1.07
3		1.24	1.21	1.19	1.14	1.10

すなわち、一定な斜面勾配の水路における界面波の位相速度は下層の層厚を59式で近似した一定な下層層厚における水路での界面波の位相速度よりも小さい。

下層の層厚を59式の代りに算術平均で近似すると、56式に対応する関係式として58式を得る。

$$\frac{l\sigma_M}{\sqrt{\Delta\rho g h_0}} = \pi M \sqrt{\frac{1 - (1/2)A^{-1}}{1 + \beta(1 - (1/2)A^{-1})}} \quad \dots\dots\dots (58)$$

58式で $A = 1$ とし、44式と比較すると表-3の結果を得る。この場合56式に比較して誤差は多少大きくなる。

表-3 58式/44式の値

M	β	1/20	1/2	1	2	4
1		1.22	1.14	1.10	1.08	1.05
2		1.25	1.24	1.19	1.14	1.09
3		1.32	1.27	1.24	1.18	1.13

4.5.2 表面および界面の振動振幅と上下層における流速

表面および界面の振動振幅は43、46式から、上・下層の流速は(47、48式から推算できる。図-5は代表的なケースについて、それぞれの値を上式から求めた。図において表面や界面の振動振幅に正負があるのは時間的な位相差を表はすためである。例えば水路両端での表面と界面

の変動値が逆符号であることは、表面と界面の振動が時間的に 180° の位相差があることを意味する。流速の符号についても同様である。

水路底の傾斜に起因する界面静振の主な特徴は

① 節の位置（界面の振動振幅が零の位置）が浅部に移る。

② 下層の流速が最大となる位置は節の位置よりもさらに浅部に寄る。そして $al/h_0 \rightarrow 1$ （浅部の下層の層厚が零）では最大流速は非常に大きくなる。

③ 水路の両端における界面の振動振幅は浅部の方が深部よりも大きく、この傾向はモード数が高くなるほど顕著である。

④ 基本モード以上の静振では腹の位置（界面の振動振幅が最大となる位置）と流速が零となる位置は異なる。このため、水深が一定な水路の場合とは異なりモード数 M の角振動数は基本モードの M 倍とはならない。

5. 結 言

二層界面長波の基本式と一般解

流体は理想流体とする。波動は 2 次元で(図-1)、その規模はコリオリの力が無視できる大ききとすると微小振幅波理論の近似 (7式) が可能な界面長波の基本式は (11式) で表はされる。ここで、下層の層厚 h_2 は x の任意の関数である。(11式) の妥当性は限られたケースについてではあるが、既往の解析解と比較することによって確めた。底が傾斜した水路 ($h_2 = h_0 - \alpha x$) では (11式) の一般解は (36式) で与えられる。

底が傾斜した水路における界面静振

界面静振の角振動数は (39式) ないし (44式) から得られる。図-4 は (44式) を図化したもので図-4 以外のケースについては (44式) から求める。しかし近似的には (53式), (56式) あるいは (59式) のいずれからでも実用上さしつかえない精度で求めることができる。

界面の振動振幅、上・下層での流速はそれぞれ (46式), (47式), (48式) で与えられる。図-5 はこれらの式から求めたもので、これらの具体的な利用方法は 4.4. で述べた。水路底の傾斜に起因する界面静振の主な特徴は 4.5. で述べた。これらのうち特に興味あることは浅部での下層層厚が小さくなると、下層の流速が非常に大きくなることである。しかし $al/h_0 \rightarrow 1$ での静振の挙動は、解析結果の適用範囲外であるため、実験で確認する必要がある。

参 考 文 献

- 1) 富永政英：海洋波動，共立出版，pp. 536～543, 1976
- 2) 中村充：漁場造成のための内部波エネルギーによる湧昇流の利用，沿岸海洋研究ノート第 15 巻 2 号，pp. 116～124, 1978
- 3) 中村充・萩野静也：密度成層流体中の海水交換機構に関する研究，海岸工学講演会論文集，pp. 544～548, 1979
- 4) Emery, K. O. Deep standing internal waves in California basins. Limnol. Oceanogr. 1(1), pp. 35～41, 1956
- 5) Southard, J. B. and D. A. Cacchione, Experiments on bottom sediment movement by breaking internal waves, Shelf sediment transport; Swift, Duane and Pilkey (Eds.), Ross, Inc., Chap. 4, pp. 83～97, 1972
- 6) Thorpe S. A., The excitation, dissipation and interaction of internal waves in the deep ocean, American Geophysical Union, pp. 328～338, 1975
- 7) Roberts J. Internal gravity waves in the Ocean, Marcel Dekker, Inc., pp. 1～274, 1973
- 8) 本間仁，水理学，丸善，pp. 43～44, 1967
- 9) 例えば 1) の p. 545 参照
- 10) 例えば 8) の p. 44 参照
- 11) 例えば寺沢寛一，自然科学者のための数学概論，岩波，p. 494, 1964
- 12) 1) の p. 495

Interfacial Long Waves in a Two Dimensional Watertank with Gentle Sloping Bed

By

Haruyasu KIMURA

Summary

Internal gravity waves are the wave which exists in the stratified fluid. Interfacial gravity waves are the wave which exists at such an interface as water and oil. Even if sufficiently grown thermocline in the ocean, there is not such the interface.

In the case that the wave length of interfacial gravity wave is very longer than the thickness of the thermocline, we could treat the internal gravity waves as the interfacial gravity waves.

In this paper we deduced the equation of the interfacial long gravity waves in a water tank with varying depth. The coordinates system and the notation of some fundamental quantities are shown in Fig. 1.

The equations of motion and continuity are Eqs. (1)-(4). By using the boundary conditions that $p_1=0$ at $z=h_1+\eta_1$, $p_1=p_2$ at $z=\eta_2$ and the assumptions of Eq. (7), we obtained Eq. (11) as the basic equation of the interfacial long gravity waves in a two dimensional water tank with varying depth.

When the lower layer thickness h_2 is $h_0 - \alpha x$ and the upper layer thickness h_1 is finite as shown Fig. 1, Eq. (36) is the solution of Eq. (11), where E and F are arbitrary constants decided by the boundary conditions, $\bar{\eta}$ is Eq. (21), Q_n Eq. (26) and A_n Eq. (36).

Eq. (41) is the solution of standing interfacial long gravity waves, or internal seiches, in a basin as shown Fig. 2, where A_n is Eq. (42).

The frequency σ_M of the M th mode is given by Eq. (44). The calculating results for the frequency of the first to the third modes are shown in Figs. 4.1 and 4.2. The displacements of the free surface and the interface, the amplitudes of the fluid velocity in the upper layer and the lower layer, these are shown in Figs. 5.1-5.6.

As the results obtained from these studies, the following items can be concluded;

- 1) The frequency σ_M of the M th mode is not M times that of the first mode except that $\alpha l/h_0$ is zero.
- 2) The nodes of internal seiche are displaced from their position in a basin with constant depth to the shallower one.
- 3) In the region of shallower depth, the fluid velocity in the lower layer seems to be very fast.

模型船の抵抗の尺度影響に関する一考察

鈴木四郎*・小林 務*

目 次

1. まえがき	55	3.2 $C_{TM}-F_n$ 曲線ならびに dipping curve 比較	57
2. 実験計画	55	3.3 $C_{TM}-R_n$ 曲線比較	58
2.1 対象船	55	3.4 考 察	58
2.2 供試模型船	56	4. あとがき	65
3. 試験結果	57	参考文献	65
3.1 試験状態	57	Summary	66

1. ま え が き

沿岸漁船のFRP化が急速に進んでいるが、特に5トン前後の小型漁船の中には大出力の主機関を搭載した高速力のものが多い。これら高速化された船の中には船型の相異による性能のパラツキが大きく、著しく性能の劣った船型が混在しているので、船型の改善のための技術指導を行なう必要がある。

しかしながら、水産工学研究所所属の船型試験水槽は、有効長さが60mしかなく、本報告に掲載している模型船の抵抗試験を実施した当時は曳引車速度最高2.2m/sであり（その後老朽化した曳引車駆動用モーター新替により常用2.2m/sまで復旧）、実船の L_{pp} が10m、縮尺1/5の2m模型船においては、曳引車速度2.2m/sの場合に実船速度は9.56ktまでしかカバー出来ない。このクラスの漁船の中で実際に稼動している高速のものは17~18kt以上であり、これまでカバーするためには曳引車速度4m/s前後が必要である。このような実情から見て、高速域にまで及ぶ模型船抵抗試験は当水槽においては不可能なため、実験外注経費を予算化し、(財)日本造船技術センターに外注して数隻の抵抗試験を実施して来た。しかし、緊急を要する場合には前記の措置は講じられないので、止むを得ず小型模型船を使用して速度2.2m/sの範囲内での実験に頼らざるを得ないか、あるいは手をこまねいているしか方法はない。ちなみに、実船 $L_{pp}=10m$ の場合に曳引車速度2.2m/sの範囲内で実験可能な模型船長さを実船速度の関係は次の通りである。

模型船長さ(m)	縮率(λ)	実船速度(kt)
1.0	10.00	13.5
0.9	11.11	14.3
0.8	12.50	15.1
0.7	14.29	16.2

小型模型船による抵抗試験結果はその尺度影響のため精度は信頼出来ないと考えるのが通例であるが、前記のような実情の下に小型模型船による実験を行わざるを得ない場合には、その結果についてどの程度の精度が期待し得るものかを確かめるため、 $L_{pp}=0.7m$ 模型船を使用して抵抗試験を実施し、FRP製船舶船型開発委員会において実施された1.8mならびに3.5m模型船による模型試験結果との比較検討をしたので報告する次第である。

2. 実験計画

2.1 対 象 線

昭和48年から昭和50年の3ケ年にわたって(財)日本造船技術センターは(財)日本小型船舶工業会からの依頼により、同センター内にFRP製船舶船型開発委員会を設けて小型漁船を主体とするFRP船の主機関馬力推定のために必要な有効馬力推定図表³⁾を作成した。当時の漁船研究室からは現上屋孟漁船工学部長（昭和50年4月~51年3月まで委員長）ならびに著者のうち現小林務船体性能研究室長が委員として参画し、系統的模型船による抵抗試験に関する系統模型の計画、抵抗試験の分担実施（12隻中5隻合計25状態）ならびに実験結果のとりまとめに貢献し、FRP化が普及しつつある沿岸小型漁船の船型改良のためにこの結果も使用して技術指導を実施し

ている。

このような経緯により得られた有効馬力推定図表作成のための系統的模型船の母型となった船型は、漁船研究室で行った線図測定を含む精密調査結果ならびに水産庁漁船課の資料をもとにして、全国沿岸漁船の主力である底曳、はえなわ、一本釣等の漁業種類の漁船の平均的船型要素を持ち、しかも今後の高速化に対処し得る船型とし総トン数約10トン程度の規模として設計されたものである。

母型船の線図を図1に示し、その主要目を表1に示す。

表1 母型船の主要目
Principal dimensions of mother form

全	長	L_{0A} (m)	14.950
水	線 長	L_{WL} (m)	14.000
垂	線 間 長	L_{pp} (m)	12.750
	幅	B (m)	3.100
深	さ	D (m)	1.150
計画満載喫水	d_m (m)	0.880	
	L_{pp}/B	4.032	
	B/D	2.696	
	L_{pp}/D	11.087	

2.2 供試模型船

FRP製船舶船型開発委員会においては、系統的模型

船の抵抗試験を実施する機関の試験水槽施設の能力を検討の上、第1段階としてはフルード数 $F_n = v/\sqrt{L \cdot g}$ が0.5近傍に現われる Last hump を明確に把むことの出来る速度を目途として、（漁船研究室試験水槽の曳引車最大速度2.2m/S）模型船水線長を1.80mとした。系統的模型船12隻の実験分担は、（財）日本造船技術センターにて3隻、東京大学工学部船舶工学科にて4隻、漁船研究室にて5隻となった。各模型船は後述のように5状態について実施することになり、合計60状態の試験の実施に当り、1.8m 母型船の持廻り試験が行われ、その精度を見極めた上で全試験が実施された。一方、本母型船の1.8m型模型船の試験結果の尺度影響の確認と自航試験による自航要素等の把握のため水線長3.5m 模型船による抵抗試験ならびに自航試験を運輸省船舶技術研究所の400m水槽において実施した。

このようにして、母型船について1.8m 模型ならびに3.5m 模型の抵抗試験結果の対比¹⁾²⁾が行われているが、まえがきに述べたように当所としては現有施設の範囲内でどこまで信頼し得る精度の実験が可能であるかを確認するため、実船の1/20に相当する水線長0.7m 模型を製作して抵抗試験を実施し、その結果を1.8m 模型船ならびに3.5m 模型船の結果と比較して模型の大小による尺度影響を把握することとした。

試験に使用された模型船の主要目は表2のとおりである。

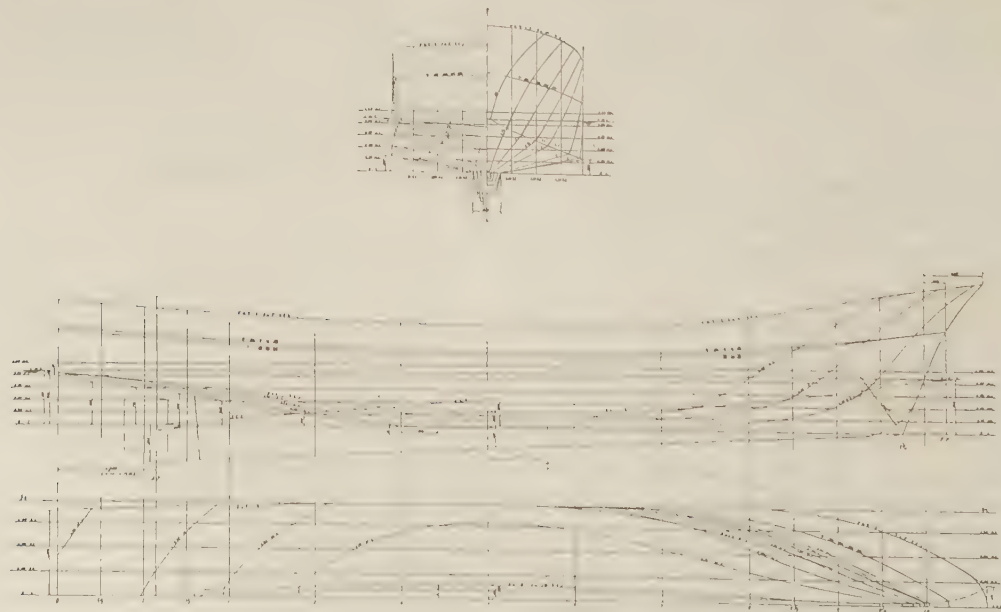


図1 系統模型船母型線図
Lines of mother form for FRP series model

表2 供試模型船の主要寸法等
Principal dimensions of three model ships

模型船の種類	0.7m模型	1.8m模型	3.5m模型
縮 率 λ (m)	20.000	7.778	4.000
全 長 L_{0A} (m)	0.748	1.922	3.734
水 線 長 L_{WL} (m)	0.700	1.800	3.500
垂線間長 L_{PP} (m)	0.638	1.639	3.188
幅 B (m)	0.155	0.399	0.755
深 さ D (m)	0.058	0.148	0.288
計画満載喫水 d_m (m)	0.044	0.133	0.220

系統模型船は表3に○印で示す排水量ならびに初期トリム状態で実施したが、0.7m模型船では②および⑤状

表3 抵抗試験状態(1)
Resistance test conditions(1)

△	0	2.5%	5.0%
△ _F (Full load)	①	—	—
75%×△ _F (Half load)	②	③	④
50%×△ _F (Light load)	—	—	⑤

表4 抵抗試験状態(2)
Resistance test conditions(2)

Model length	0.7m				1.8m				3.5m			
Condition	Full Load	Half Load		Full Load	Full Load	Half Load		Full Load	Full Load	Half Load		Full Load
$\triangle$ (kg)	2.78	2.09		—	47.32	35.51		23.64	348.0	—		174.4
Trim aft (%)	0	2.5	5.0	—	0	2.5	5.0	5.0	0	—	—	5.5
B (m)	0.155	0.155	0.155	—	0.399	0.399	0.399	0.399	0.775	—	—	0.775
d_F (m)	0.044	0.027	0.017	—	0.113	0.069	0.043	0.022	0.220	—	—	0.043
d_M (m)	0.044	0.036	0.034	—	0.113	0.092	0.088	0.067	0.220	—	—	0.131
d_A (m)	0.044	0.044	0.052	—	0.133	0.114	0.133	0.112	0.220	—	—	0.218
$W.S$ (m ²)	0.143	0.130	0.128	—	0.944	0.862	0.847	0.776	3.519	—	—	2.958
t (°C)	12.3	16.7	17.3	—	※	25.7	25.8	25.1	24.0	—	—	23.8

※東大=24.5, 漁研=19.5, 造技セ=20.6

表5 抵抗試験時の船型要素
Parameters of ship form at resistance tests

Condition	Full Load	Half Load		Light Load
Trim	0	2.5% aft	5.0% aft	5.0% aft
$L_{WL}/\nabla^{\frac{1}{3}}$	4.977	5.476	5.476	6.269
B/T	3.523	4.379	4.546	5.939
C_B	0.554	0.508	0.526	0.441
C_P	0.634	0.602	0.628	0.560
C_M	0.874	0.843	0.836	0.786
$LCB(\%)$	-0.136	+2.800	+7.430	+6.960

態は実施していない。

各模型船の抵抗試験状態は表4に、それぞれの試験状態に対応する船型要素等は表5に示している。

3.2 $C_{TM}-F_n$ 曲線ならびにdipping Curveの比較

3.2.1 満載状態(△_F, トリム0)

表4に示すように抵抗試験は1.8m模型船について漁船研究室、東京大学および造船技術センターで行われ、その試験結果の全抵抗係数 C_{TM} をフルード数 F_n を横軸として図2に示す。さらに、同図中には漁船研究室で実施した0.7m模型船の C_{TM} 曲線ならびに船舶技術研究所で実施した3.5m模型船の C_{TM} 曲線も同時に比較している。

ここに $F_n = v/\sqrt{L_{WL} \cdot g}$ ……フルード数

3. 試験結果

3.1 試験状態

$$C_{TM} = R_{TM} / \frac{1}{2} \rho S v^2 \dots \dots \text{模型船全抵抗係数}$$

v ……船の速度 (m/s)

L_{WL} ……船の水線長 (m)

R_{TM} ……模型船全抵抗 (kg)

ρ ……真水密度 ($\text{kg} \cdot \text{s}^2/\text{m}^4$)

g ……重力の加速度 (9.8 m/s^2)

S ……浸水表面積 (m^2)

なお、これらの試験状態に対応する dipping curve を図3に示す。

3.2.2 半載状態 ($\Delta F \times 75\%$, トリム 2.5% および 5.0 %)

漁船研究室において実施した 0.7m 模型船の試験結果を東京大学で実施した 1.8m 模型船の試験結果と比較して図4に $C_{TM}-F_n$ 曲線を、図5に dipping Curve を示した。

3.2.3 軽荷状態 ($\Delta F \times 50\%$, トリム 5.0%)

東京大学で実施した 1.8m 模型船の試験結果を船舶技術研究所で実施した 3.5m 模型船の試験結果と比較して図6に $C_{TM}-F_n$ 曲線を、図7にその dipping Curve を示した。

3.3 $C_{TM}-R_n$ 曲線の比較

3.3.1 満載状態 (ΔF , トリム 0)

レイノルズ数 R_n を横軸にして 0.7m, 1.8m ならびに 3.5m 模型船について C_{TM} 曲線を図8に示す。図中の粘性抵抗係数 C_{rM} は 3.5m 模型船により決定された形状影響係数 $k=0.45$ として得られた曲線である。各曲線には夫々対応する F_n を記入している。1.8m 模型船については、東京大学、造技センター、および漁船研究室で実施された試験の C_{TM} が示され若干曲線の様子が異なる部分もあるがピーク値 (Last hump) はほぼ一致している。また、 $C_{FO}(1+0.45)$ と交叉する F_n は約 0.15 前後であり、1.8m 模型船では k 値の決定がかなりむずかしいことを示している。

3.5m 模型船の造波抵抗係数 C_W の値は $F_n=0.45$ 以上において、1.8m 模型船に比較して若干低めの値を示し、ピーク値は約 7.5% 低くなっている。

$$\begin{aligned} \text{ここに } C_W &= C_{TM} - C_{rM} \\ &= C_{TM} - C_{FO}(1+k) \end{aligned}$$

$$C_W \dots \dots \text{造波抵抗係数 } [=R_W / \frac{1}{2} \rho S v^2]$$

$$C_{TM} \dots \dots \text{模型船全抵抗係数 } [=R_{TM} / \frac{1}{2} \rho S v^2]$$

$$C_{rM} \dots \dots \text{模型船粘性抵抗係数 } [=C_{FO}(1+k)]$$

0.7m 模型船の C_W は 1.8m 模型船に比較して全般的

に低く、ピークにおいて約 10% 低い値を示している。 $k=0.45$ の C_{rM} 曲線とは $F_n=0.2$ 近傍において交叉しており、 k 値はほぼつかむことが出来そうである。

3.3.2 半載状態 ($\Delta F \times 75\%$, トリム 2.5% および 5.0 %)

R_n 数を横軸に 0.7m および 1.8m 模型船の C_{TM} 曲線を図9に示す。初期トリム 2.5% の場合には、1.8m 模型船の $F_n=0.15$ において決めた $k=0.34$ の C_{rM} 曲線に対して 0.7m 模型船の C_{rM} 曲線では $F_n=0.20$ において $k=0.58$ となる。初期トリム 5.0% の場合には、1.8m 模型船が $F_n=0.15$ において $k=0.58$ であるのに対して、0.7m 模型船では $F_n=0.20$ において $k=0.78$ となり、何れも k 値に大幅な差を生じている。

C_{TM} 曲線の Last hump における 0.7m 模型船の C_W の値は 1.8m 模型船に比較して初期トリム 2.5% の場合には $k=0.34$ の C_{rM} 曲線に対して約 8% 高いが、初期トリム 5.0% の場合には $k=0.58$ の C_{rM} 曲線に対して約 4% 低い値を示している。したがって、各 F_n における C_W 値もこれに伴って高低の差を生じている。

3.3.3 ($\Delta F \times 50\%$, トリム 5.0%)

R_n を横軸に 1.8m および 3.5m 模型船の C_{TM} 曲線を図10に示す。両 C_{TM} 曲線は Last hump における C_W のピーク値は良く一致し、各 F_n 毎の C_W の値は若干相異なるが全般的にはほぼ一致している。

3.4 考 察

0.7m, 1.8m および 3.5m 模型船を使用した抵抗試験結果について比較検討したが、これらについて次の考察を試みた。

3.4.1 乱流促進用スタッド

1.8m および 3.5m 模型船には乱流促進用としてスタッドを満載喫水線と ord. $9\frac{1}{2}$ の交点から船首材の傾斜に

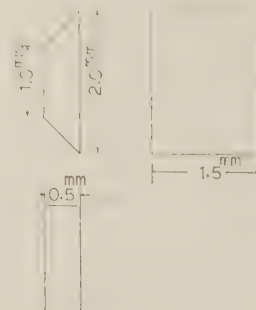


図11 乱流促進用スタッド
Stimulator for turbulence

平行に10mm間隔に取付けた。スタッドの寸法は図11の通りである。ただし、0.7m 模型船にはスタッドは取付けなかった。その主な理由は模型材質が切削可能な特殊樹脂であり、スタッド植込による外板亀裂の心配があったためである。しかし、抵抗試験結果の $C_{TM}-R_n$ 曲線においては、スタッドなしで行われたための決定的な差異は認められない。

3.4.2 曳航点

高速型漁船の抵抗試験時の曳航点の位置ならびに曳航方向は抵抗値に影響することが確かめられている。すなわち、曳航点をプロペラ軸の延長線上におき、さらに曳航ロッドの方向をプロペラ軸方向に一致させることにして抵抗試験を実施すると、dipping curve で明らかなようにプロペラ軸方向は速度により異なるため、当初設定した曳航ロッドの方向のまま低速から高速まで試験を実施するとすれば、低速域では船首を浮上させる方向のモーメントを生じ、dipping curve において AP, FP の曲線が交叉した後急激に running trim が大きくなる速度域以上では船首を沈下させるモーメントを生じ、抵抗値に影響をあたえる。曳航点の高さ⁴⁾を変えれば更に影響度は大きくなるのは明らかである。曳航点をプロペラ軸延長線におき曳航ロッドの方向を dipping curve を予測しながら速度毎に変えて、常にプロペラ軸方向と曳航ロッドの方向を一致させた抵抗値と、停船時にプロペラ軸延長線上に曳航ロッド方向を一致させた抵抗値の差は、 $F_n=0.5$ 以下では僅少であり、約1~2%以内であることが確かめられている。ここに示した、3種類の模型船は何れも後者の方法によるものである。0.7m 模型船の場合に、高速域において running trim が大きくなり、曳航ロッド前部の支点が船底に接触するのを防ぐため、支点位置を2~3mm上げたとき、および10mm上げた状態の抵抗値の変化の模様がわかる。(図2)

模型船が小さくなると、造波抵抗成分とその中心は、Froude 則により大型模型船に対応するが、粘性抵抗成分とその中心は大型模型船と対応せず、粘性抵抗は相対的に大きくなるので。船首をおさえる方向のモーメントを生ずることが考えられるが、dipping curve の上では明白でない。

3.4.3 層流影響

低速域においては摩擦抵抗係数は、流れの3次元的な圧力変動や渦の発生等に無関係に層流の影響を受けて低い値を示すことが考えられ、その結果として全抵抗係数が低くなることが確認された。

図8において、0.7m 模型船は乱流促進用スタッドを取付けていないため摩擦抵抗が層流中の値として計測さ

れていると推定すれば、 $R_n=8 \times 10^5$ における C_{TM} のピーク値0.0210は、図12⁵⁾に示す Prandtl の乱流遷移曲線と Schoenherr の C_{Fo} 曲線の $R_n=8 \times 10^5$ における差0.0016を加えて約0.0226となり、 $C_{Fo} (1+0.46)$ である粘性抵抗に対応する C_w の値が1.8m 模型船とはほぼ等しい値となる。

図9においては、半載状態について示しているので満載状態 $k=0.45$ に比較して喫水が浅いため、1.8m 模型船では初期トリム2.5%の場合でも $k=0.34$ に減少しているが、トリムを5.0%に増すと $k=0.58$ と増大している。しかし、0.7m 模型船では k の値は0.58ならびに0.78のように大きくなっており、層流影響と思われる曲線の傾向を示していない。ただし、 $R_n=1.8 \sim 2.6 \times 10^6$ の実測抵抗値は15~30gr 程度の小さい値であり、抵抗動力計の精度や読取り精度を含めて $\pm 2.5\text{gr}$ であることなどから、 C_{TM} の値は $\pm 15\% \sim \pm 8\%$ の変動が考えられる。また、前記のように、0.7mならびに1.8m 模型船のトリム2.5%の場合は $k=0.34$ である C_{rm} 曲線に、また、トリム5.0%の場合は $k=0.58$ である C_{rm} 曲線に基づいた C_w の値の差が+8%および-4%であるが、この増減の方向が一致しないなども併せ考えると、 R_n が層流から乱流への遷移域に入っているための不安定さのみならず、3次元的な粘性による尺度影響も含まれているものと思われる。

3.4.4 小型模型船による抵抗試験結果の信頼性

小型模型船を使用した抵抗試験は、安定した測定値を得るために乱流促進用スタッドを植えるなどの方法で、安定した乱流中で実験が行われることが必要であるが、模型船の材質によってはスタッドの取付けが工作上むずかしいものもあるので、今回の0.7m 模型船にはこれも考慮し、ハードチェーン船型で大型スケグが付き、しかもスケグの初期トリム4.9% (2.8度) のような船型では、スタッドなしでも良いのではないかの考え方も含めて敢えてスタッドなしで実験を実施した。0.7m 模型船は3種類の試験状態について抵抗試験が実施されたが、結果からみると同一状態についての繰返し実験が必要ではなかったかと思われる。

試験結果についての信頼性についての評価は次の通りである。

a 低速域の抵抗測定値は層流影響が少ないような傾向を示しているが、 k 値を決定するに当っては1.8m 模型船でも困難な場合があり、0.7m 模型船では半載状態の初期トリム2.5%および5.0%両者共に1.8m 模型船の k 値よりも遙かに大きくなった。したがって、小型模型船では k 値を決定することは極めて困難であることが明

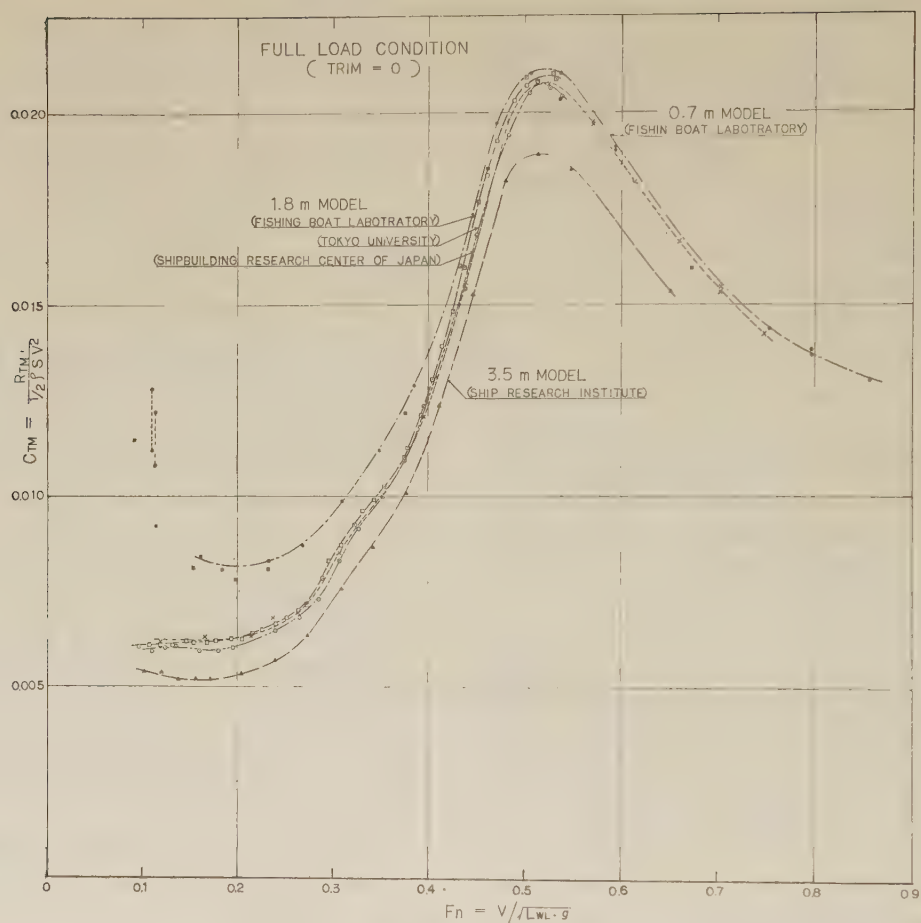


図2 満載状態の $CTM-F_n$ 曲線
 $CTM-F_n$ Curves of full load condition

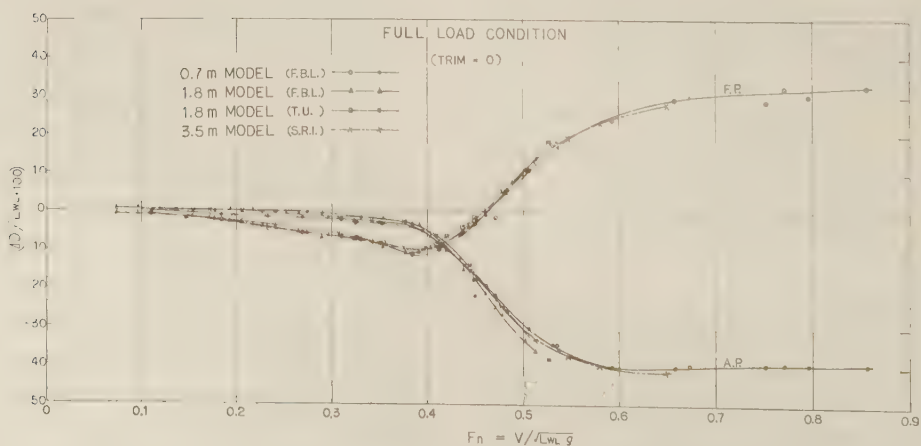


図3 満載状態の dipping curve
 Dipping curves of full load Condition

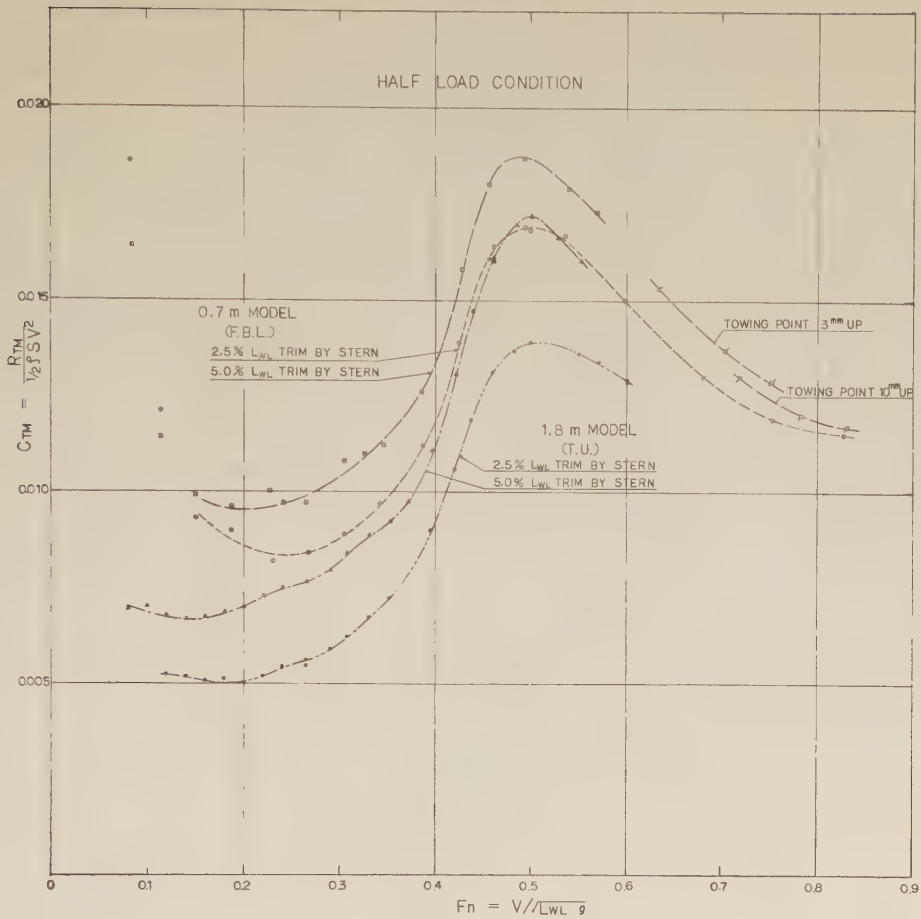


図4 半載状態の $C_{TM}-F_n$ 曲線
 $C_{TM}-F_n$ Curves of half Load Condition

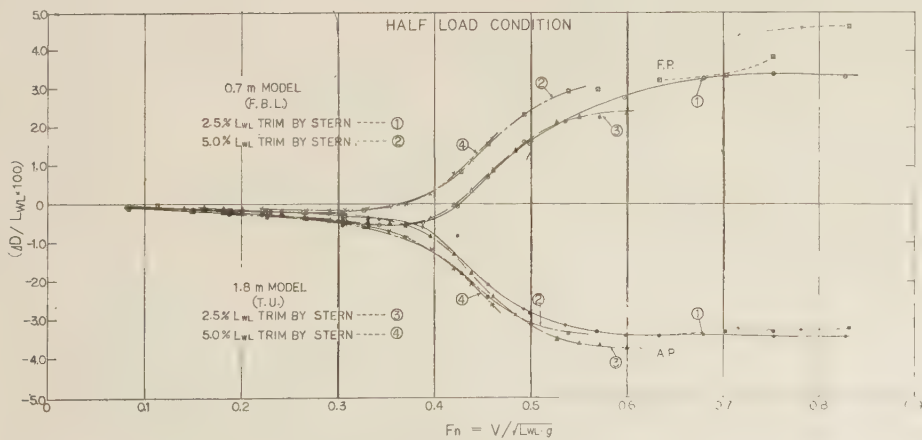


図5 半載状態の dipping Curve
Dipping curves of half load Condition

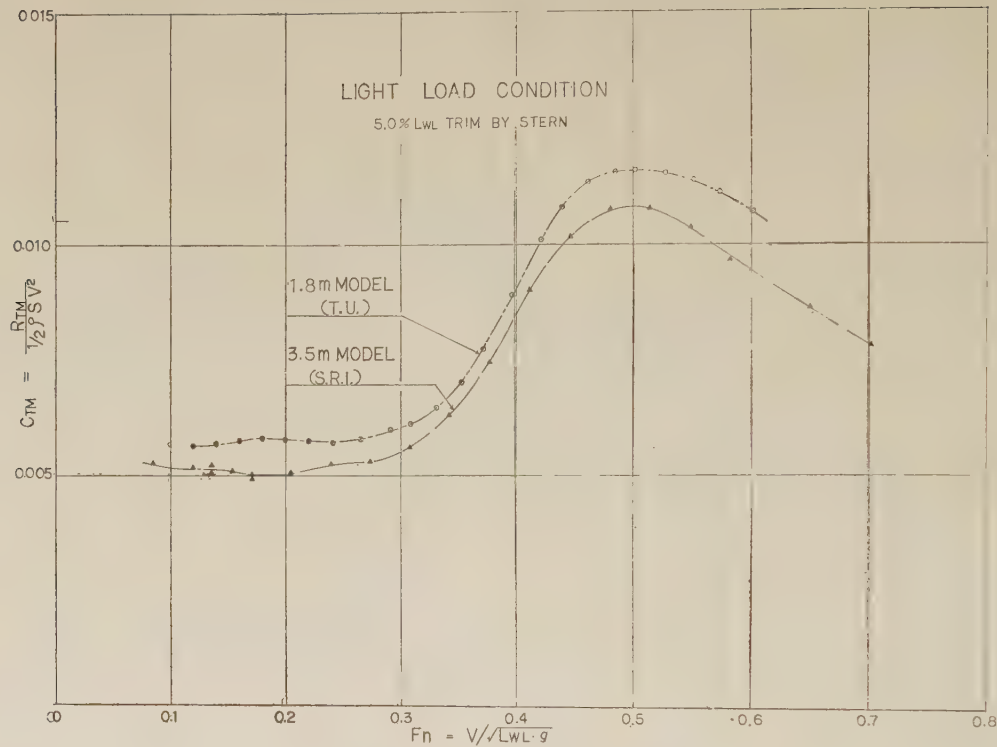


図6 軽荷状態の $C_{TM}-F_n$ 曲線
 $C_{TM}-F_n$ Curves of light Load Condition

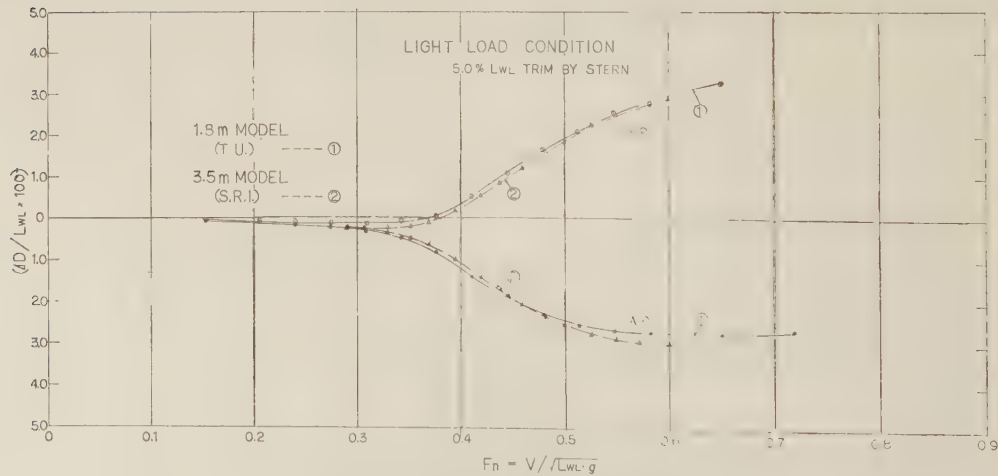


図7 軽荷状態の dipping curve
Dipping Curves of light load Condition

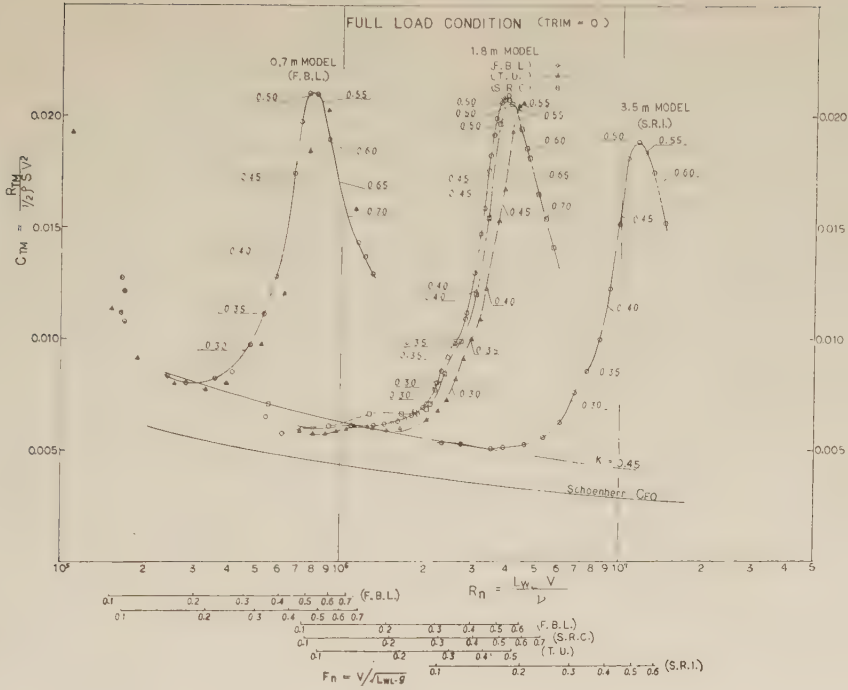


図8 満載状態の $C_{TM}-R_n$ 曲線
 $C_{TM}-R_n$ curves of full load condition

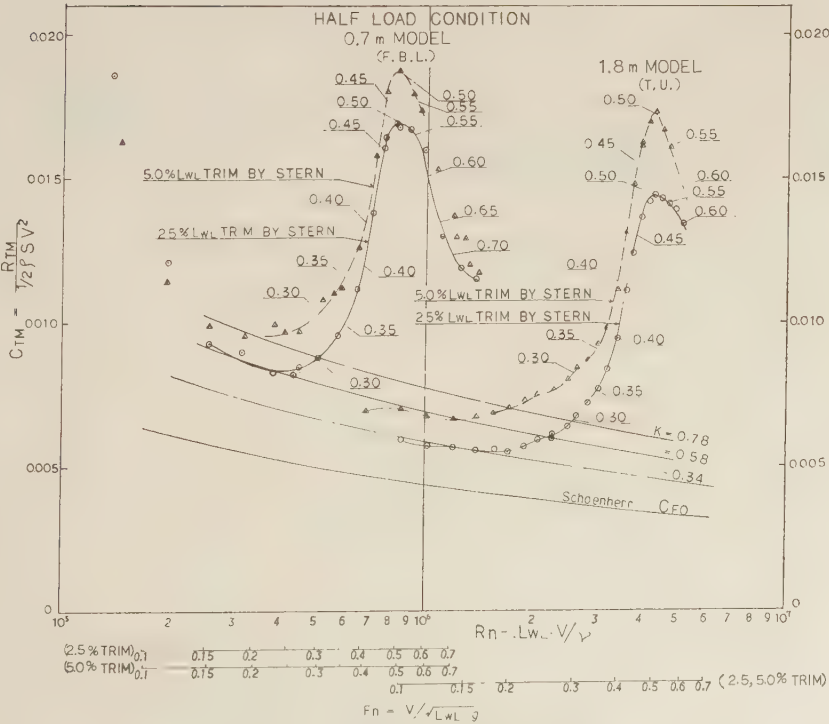


図9 半載状態の $C_{TM}-R_n$ 曲線
 $C_{TM}-R_n$ curves of half load Condition

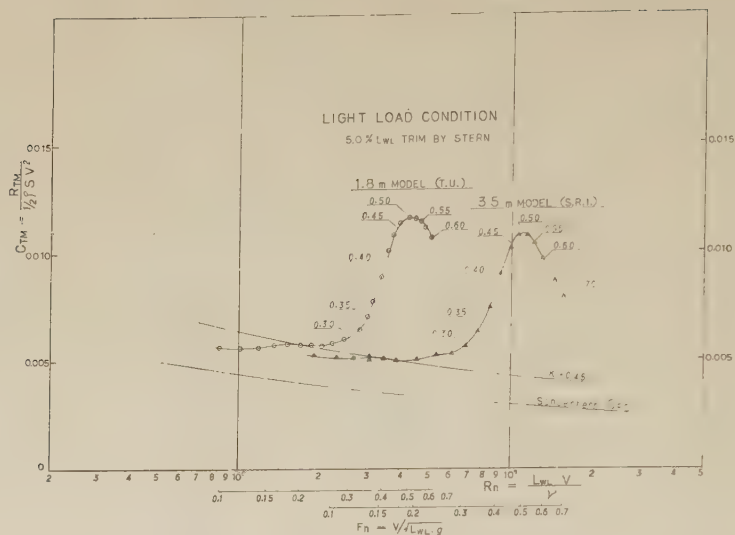


図10 軽荷状態の $C_{TM}-R_n$ 曲線
 $C_{TM}-R_n$ Curves of Light load conditon

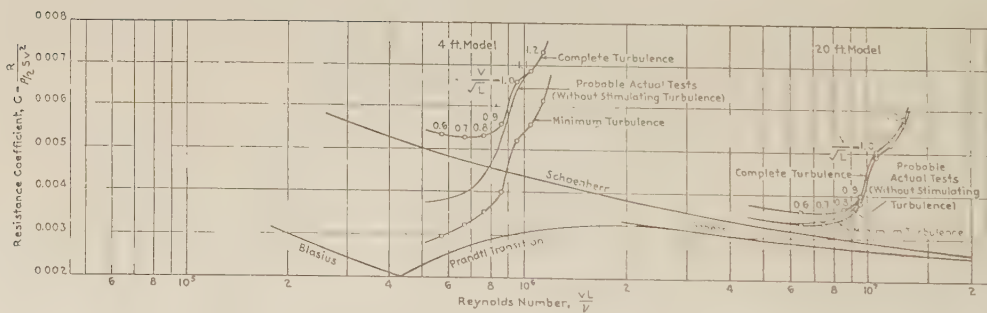


図12 大型模型船の実験と小型模型船の実験との関係
 Correlation of test of large and small models (from Principal of naral architecture Vol II)

らかとなった。

b $F_n=0.4$ 以上の高速域の信頼性があれば実用上の使用に耐えるが、これらの試験結果では0.7m 模型船は1.8m 模型船に比較して、4%以内の誤差でかなり良く一致しているものと、約10%小さ過ぎるもの、および8%大き過ぎるものに分れており、測定結果はそのまま信頼出来ない。

c 測定誤差は模型船の大きさと水の粘性によるものもあり、抵抗動力計の測定精度を上げて解決はできない問題であり、1.8m 模型船でも充分な配慮の上実験をこなす必要があることを示している。

4. あとがき

小型模型船を使用した抵抗試験結果が信頼されないことは、試験水槽関係者の通説であり、信頼されない結果しか得られない原因が計測器の精度にあるのではなく、模型船が小さいことによる水の粘性による尺度影響によることが知られており、最近建設された試験水槽が何れも大型化の傾向を示す大きな理由である。

しかるに、研究の必要に迫られて小型模型船による抵抗試験を実施せざるを得ない場合があるので、信頼出来

る結果が得られる限界をさぐるため敢えて実験を試みたが、0.7m 模型船では信頼性は乏しく、1.8m 模型船でさえも充分な配慮が必要であることが明らかとなった。

従来から漁船研究室においては、当初2.5m 模型船が標準であったが漁船の速力が一般的に高速化されて来たので昭和30年代から2m 模型船を標準としていたが、昭和45年以降のFRP 漁船の高速化に伴ない、4.9トン型20kt の沿岸小型漁船に対しては10kt までの実験しか出来ないのが現状である。このような抵抗・推進性能に関する船型研究の技術的な背景から、水産工学研究所の施設計画の中では、長さ10m の実船に対して2.5m 模型船を使用して20kt までを試験可能とするために曳引車速度は5 m/s が必要であり、加うるに不規則波航行中の耐航性能研究のため長さ200m の試験水槽を計画しているが、早期実現が切に望まれる次第である。

おわりに、1.8m 模型船ならびに3.5m 模型船の抵抗試験結果を掲載させていただいたFRP 製船舶船型開発委員会ならびに関係委員に対し、また特に試験を担当された東京大学工学部船舶工学科、運輸省船舶技術研究所推進性能部および(財)日本造船技術センターならびに関係者各位に対して深く謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) FRP 製船舶船型開発委員会：FRP 製船舶船型開発委員会報告書、(財)日本小型船舶工業会、(財)日本造船技術センター、P17~37, 1976
- 2) 小林務・藤井巖：小型FRP 船型の系統的模型試験結果について、日本造船学会誌 第579号、P8~16, 1977
- 3) FRP 製船舶船型開発委員会：小型FRP 船用馬力推定図表、(財)日本小型船舶工業会、(財)日本造船技術センター、1977
- 4) 藤井巖・笹田巧：小型FRP 漁船船型の抵抗試験時の曳航点の高さが抵抗に及ぼす影響について、日本造船技術センター技報第4号、P107~108, 1976
- 5) 米国造船造機学会編、菅四郎訳：基本造船学下巻、天然社、P163~188, 1939

A Study on the Scale Effect of Resistance on Model Ship Size

By

Shiro SUZUKI and Tsutomu KOBAYASHI

Summary

Generally, a towing test result of small model ships in on experimental tank is not reliable due to the scale effect of viscosity of water. Therefore the world tends to test big model ships in a large experimental tank.

Many of coastal fishing boat made of F.R.P. in japan are very high speed speed boats with the water line of 10~20 meters and run more than 20 knots and Froude Number: $F_n = v/\sqrt{L \cdot g}$ is more than 1.0.

In the case of a test for such high speed boats, a 2.0 meter long model ship is used and needed to be towed at a speed of about 4.6~4.2m/s. But, the experimental tank of NRIFE* is 60 meters in effective length and the maximum towing speed is 2.2m/s so that a test of high speed bosts for more than 10 knots can not be done in the tank.

However, so many boats in coastal small fislrng boats which are constructed on after another, have low performance ships forms that improvement of them is necessary, but owing to test of them on experimental tank of NRIFE are almost impossible, we had to study by means of trust to The Shipbuiding Research Centre of Japan at high speed zone of them for about 5 years.

In this way, emergency measures are impossidle so that in order to confirm reliability of absolute values values of towing test results for small model ship and find possibility of relative comparisons with each models, towing tests were carried out with small model ship on experimental tank of NRIFE.

Presented ship is mother form of the F.R.P. Boat Series [reference (1), (2) and (3)], that lines and principal particulars are shown in Fig. 1 and Table 1.

Towing test of 3.5 meters model and 1.8 meters model of this ship were already carried out, so then tests of 0.7 meters model were carried out.

Principal particulars of each model are shown in Table 2 and test conditions are shown in Table 3 and Table 4.

Test results, comparison between each model of $C_{TM}-F_n$ curves and bipping curves for several test conditions, are shown in Fig. 2~Fig. 7 and C_{TM} curves are shown in Fig. 8~Fig. 10.

Results of these tests are as follows:

1. In spite of model ship size, at low speed zone, it is considered to frictional resistance coefficients have low values due to effect of laminar flow, regardless of occurrence of three dimensional pressure fructuations and eddies and then it is find to total resistance coefficients have low values.

* Nationl Research Institute of Fisheries Engineering

2. Model size so small that it is difficult to determinate of form factor: k .

3. Values of wave making resistance coefficient: $C_W = C_{TM} - C_{FO}(1+k)$ at last hump (about $F_n=0.5$), on full load condition (A_F , trim=0), one of 0.7 meters model is lower about 10% than one of 1.8 meter model. But on half load condition ($A_F \times 75\%$), at trim=2.5%, C_W of 0.7 meters model is higher about 8% than one of 1.8 meters model and at trim=5.0% is shown about 4%.

Then differencial tendency of C_W between model size are not defined.

From these results, it define that accuracy of towing test results of small models and results of relative comparisons between each models, are not reliable, so that we must have a experimental tank of 200 meters class and carriage had usual speed 5 m/s, in order to carry out test of coastal fishing boat at high speed range.

沿岸小型漁船の横揺れ減衰係数(裸殻)について

有路 實*・鈴木四郎*

目 次

1. はしがき	69	5. 推定式の使用上の注意点	75
2. 目 的	69	6. 考察と今後の問題点	78
3. N係数推定式の作成	70	6.1 尺度影響	78
3.1 解 析	70	6.2 ビルジキールの影響	78
3.2 推定式の精度	71	6.3 スケグの影響	78
4. N係数推定式の改良	74	7. あとがき	78
4.1 改良推定式の内容	74	参考文献	78
4.2 改良推定式の精度	74	Summary	79

1. はしがき

我が国の沿岸で操業している小型動力漁船は、約38万隻以上に上っているが、この内約3/4が木造船で占められている。これらの木造船は船大工(木造船技術者)の経験と勘によって建造されてきたが、今日の科学と技術の進歩により、材質も木造からF. R. Pに変革し、各漁港にはF. R. P漁船の占める割合が急速に高くなってきている。これらのF. R. P漁船の中には船体重量が木造船に較べて軽くなる等のF. R. Pの特性を生かし、半滑走状態($F_N \nabla = 1.0 \sim 2.5$)に及ぶ高速な船が出現してきた。このように、F. R. P漁船は高速力を得るための船体の開発と改良に造船技術者の力が注がれ、人命にかかわる、一歩大膽な復原性能については充分省みられずに建造されてきたのが現状ではないかと思われる。

一般的に高速力を得るためには、船体の重量が軽く幅の狭い喫水の浅い船が良いとされているが、復原性能の面からは逆に幅の広い喫水の深い船が良いと云われており、この相反する両者間の条件を互に、いかに譲り合っ、て、高速力と復原性能のバランスのとれた船を建造するかを造船技術者は考えねばならない。

従って、復原性能を求めるために、波浪中で横波を受けて横揺れしている船の復原性能の重要な要素である横揺れ減衰係数(N係数)を模型船並びに実船について計測した資料を基にして、N係数の推定式を作成したので、ここに報告する。

2. 目 的

一般商船のような大型船については復原性能も理論的に解明され、N係数の値も、ビルジキールなしの場合には0.008、ありの場合には0.020のように一般化され、漁船においても排水量が大きく喫水の深い網漁業に従事する大、中型船については、この係数を使い復原性能の判定を行ってきた。

しかし、沿岸小型漁船の船型は大型船と比べてフルード数が高く、高速を出すために船首部はV型とし、中央部前端から船尾後端に至るまで全通のハードチェーンを付け、滑走しやすい船尾形状となっている。

又漁業種類によっても船型が異ると共に、地方色による木造船からの流れもあり多種多様で統一された船型は少なく、大型船とは全く異質の船型である。

これらの船のN係数を理論的に決定することが困難であったため(小艇船のN係数は定まっていない)、大型船用のN係数を用い復原性能の判定を行ってきたが、結果としては、当然ながらその判定内容は小型船には極めて厳びしくなっていた。しかし、喫水の浅いハードチェーンの小型漁船が波浪中においてローリングする場合、絶対横揺れ角度は大きい、波面に対する相対横揺れ角度は小さいのが一般的であり、このような船と前記の排水量タイプの船と同一N係数を使用することに問題がある。

漁船の復原性能を理論的に判定する際には、不規則波中の同調に近い大角度ローリング横揺れ角には次式が用

いられるが、同式で明かなように N の値によって θ_0 が大幅に変わり復元性能の判定に影響している。

$$\theta_0 = \sqrt{\frac{138 \times \gamma \times s}{N}} \dots\dots\dots (1)$$

従って、小型漁船の復元性能の判定には、先ずこの N 係数を究明することが急務と考え、今日までに集められた資料をもとに多少の誤差が含まれることは覚悟のうえで、設計時に得られる船型要素を使い、統計解析の手法で推定式を作成することとした。

3. N 係数推定式の作成

N 係数推定式の作成に当っては全通ハードチェーンの小型漁船（スケグ付，ビルジキールなし）の9隻の模型船の静水中ローリング試験成績を使用した。（後に実船も含める）

試験方法は、静水中のローリング試験で、1隻につき GM を3～4状態変化させると共に1状態につき左右6～8回のフリーローリングを行ない、ジャイロ傾斜計によって横揺れ角を計測した。人数隻の模型船については排水量の変化も同時に行なった。

なお、F. R. P 船船型開発委員会によって発表された N 係数のデーター解析の方法は最小自乗法で計算された数値であり、この解析法の問題点は、初期の傾斜角をもとに自乗曲線を大角度まで延長し計算を行なうため、求められた N 係数の値に大きな開きが出、正確な値を求めることが困難である。然るに小型漁船のような減衰が早く初期傾斜角の小さい船にはこの解析法は不向きと思われる。そこで今回の試験結果は1状態について数回行なわれた実験グループ毎に減衰曲線群を作成し、その曲線群の平均値を用いて N 係数を求めた。（大幅に外れているものは除外）但し、 θ_{15} と θ_{20} については試験によって得られなかった船があったことと、大傾斜させると喫水が浅いためチェーンが水面上に露出し値にバラツキが出たものの N 係数は θ_5 と θ_{10} の値を二次曲線として延長し推定した。

これらの試験成績をもとに統計解析を行ない、 N 係数の数式表示を試みた。

3.1 解 析

設計時に用いる船型要素を使用し重回帰分析の手法により N 係数の推定を試みた。

任意の船の N 係数が $L/\nabla^{\frac{1}{3}}$, BC/T , CB , および GM/BC の4つの船型要素によって定まるものとする、或る角度 θ の N 係数 N_θ は次式の形で表わされる。

$$N_\theta = f(L/\nabla^{\frac{1}{3}}, BC/T, CB, GM/BC) \dots\dots\dots (2)$$

今ここで(2)式を次の多項式で表わされるものとする。

$$N_\theta \times 100 = a_0 + a_1 X_1 + a_2 X_2 + a_3 X_3 + a_4 X_4 + a_5 X_5 + a_6 X_6 + a_7 X_7 + a_8 X_8 + a_9 X_9 + a_{10} X_{10} + a_{11} X_{11} + a_{12} X_{12} + a_{13} X_{13} + a_{14} X_{14} \dots (3)$$

(3)式中の X_1, X_2, X_3, X_4 は夫々の船型要素 $L/\nabla^{\frac{1}{3}}$, BC/T , CB , GM/BC を正規化した変数であり次式で表わされる。

$$X_1 = XLPVOL = \frac{L/\nabla^{\frac{1}{3}} - \bar{L}/\bar{\nabla}^{\frac{1}{3}}}{\delta_1} \times K \dots\dots\dots (4)$$

L : 船の水線長さ (m)

∇ : 船の排水容積 (m³)

BC : 最大チェーン幅 (m)

T : キール上面からの喫水 (m)

CB : ブロック係数

GM : メタセンター高さ (m)

N_θ : 傾斜角 θ における N 係数

a_0, a_1 : 回帰係数

X_1, X_2 : 独立変数

$\bar{L}/\bar{\nabla}^{\frac{1}{3}}$: $L/\nabla^{\frac{1}{3}}$ の平均値

δ_1 : $L/\nabla^{\frac{1}{3}}$ の標準偏差

K : 正規化する際の係数。高次項の収れんをよくするため、0.1 を使用。

同様にして

$$X_2 = BCPT = \frac{BC/T - \bar{BC}/\bar{T}}{\delta_2} \times K \dots\dots\dots (5)$$

$$X_3 = CB = \frac{CB - \bar{CB}}{\delta_3} \times K \dots\dots\dots (6)$$

$$X_4 = GMPBC = \frac{GM/BC - \bar{GM}/\bar{BC}}{\delta_4} \times K \dots\dots (7)$$

上記船型要素に対応する平均値及び標準偏差 (δ) の値を表1に示す。

表1 各船型要素の平均値及び標準偏差
Mean Value and Standard deviation of hull from Parameter of each ship

平 均 値		標 準 偏 差	
$L/\nabla^{\frac{1}{3}}$	5.0476	δ_1	0.41497
BC/T	3.1021	δ_2	0.72744
CB	0.52821	δ_3	0.054826
GM/BC	0.16667	δ_4	0.060220

$X_5 \sim X_{14}$ は夫々 $X_1 \sim X_4$ の自乗項及び相関項の変数を表す。

表2 重回帰係数
Partial Regression Coefficient

NO.		$\theta=5^\circ$	$\theta=10^\circ$	$\theta=15^\circ$	$\theta=20^\circ$
1	$X_1=XLPVOL$	-0.16281E+02	-0.12212E+02	-0.10665E+02	-0.10326E+02
2	$X_2=BCPT$	0.17297E+02	0.15604E+02	0.14593E+02	0.14120E+02
3	$X_3=CB$	0.65426E-01	0.25035E+00	0.20122E+00	0.22773E-01
4	$X_4=GMPBC$	0.18631E+01	-0.20904E+01	-0.35591E+01	-0.41994E+01
5	$X_5=XLPVOL \times X_2$	0.92551E+02	0.66108E+02	0.55569E+02	0.51517E+02
6	$X_6=BCPT \times X_2$	0.72143E+02	0.51648E+02	0.43886E+02	0.42214E+02
7	$X_7=CB \times X_2$	0.34059E+02	0.24473E+02	0.18933E+02	0.16237E+02
8	$X_8=GMPBC \times X_2$	0.26878E+02	0.10179E+02	0.40715E+01	0.79305E+00
9	$X_9=XLPVOL \times BCPT$	-0.24133E+03	-0.17623E+03	-0.15336E+03	-0.14909E+03
10	$X_{10}=XLPVOL \times CB$	0.25176E+02	0.24004E+02	0.18228E+02	0.17161E+02
11	$X_{11}=XLPVOL \times GMPBC$	0.21982E+01	-0.84621E+00	-0.13386E+01	-0.26522E+01
12	$X_{12}=BCPT \times CB$	0.26617E+02	0.20293E+02	0.14291E+02	0.96961E+01
13	$X_{13}=BCPT \times GMPBC$	-0.32708E+02	-0.36078E+02	-0.35121E+02	-0.33128E+02
14	$X_{14}=CB \times GMPBC$	0.54802E+01	0.83114E+01	0.91020E+01	0.89416E+01
	CONST	0.10322E+01	0.14607E+01	0.16643E+01	0.17585E+01

$$X_5=(XLPVOL)^2$$

$$X_6=(BCPT)^2$$

$$X_7=(CB)^2$$

$$X_8=(GMPBC)^2$$

$$X_9=(XLPVOL) \times (BCPT)$$

$$X_{10}=(XLPVOL) \times (CB)$$

$$X_{11}=(XLPVOL) \times (GMPBC)$$

$$X_{12}=(BCPT) \times (CB)$$

$$X_{13}=(BCPT) \times (GMPBC)$$

$$X_{14}=(CB) \times (GMPBC)$$

求められた回帰係数は表2に $X_1, X_2, X_3, \dots, X_{14}$ に
夫々対応して示す。

(3)~(7)式及び表1, 表2により任意の船型のN係数を
推定することが出来る。

3.2 推定式の精度

$\theta=10^\circ$ の実測値 Y_a に対する回帰方程式による推定値
 Y_c の誤差率 $\varepsilon=(Y_a-Y_c)/Y_a \times 100$ を表3に示す。同
表に示される通り同式による推定誤差率は $\pm 10\%$ 以内に
納まっており、重相関係数は表4に示す通り高い値とな
っている。

なお、N係数推定式の使用可能な各船型要素の範囲を

表3 実測値と計算値の誤差
Error's of Roll damping Coefficient between measured and Predicted

NO.	$\theta=10^\circ$	ACTUAL (Y)	PREDICT (Y*)	RESIDUAL (Y-Y*)	(Y-Y*)/Y
1	01011 1	0.19500E+01	0.19127E+01	0.37307E-01	0.19132E-01
2	01012 1	0.15300E+01	0.15373E+01	-0.73264E-02	-0.47885E-02
3	01013 1	0.14800E+01	0.15100E+01	-0.29981E-01	-0.20257E-01
4	07011 1	0.34800E+01	0.34800E+01	-0.22650E-05	-0.65086E-06
5	03011 1	0.17300E+01	0.17783E+01	-0.48343E-01	-0.27944E-01
6	03012 1	0.14500E+01	0.14017E+01	0.48345E-01	0.33342E-01
7	03021 1	0.18800E+01	0.18800E+01	-0.16332E-04	-0.86871E-05
8	21011 1	0.21100E+01	0.21198E+01	-0.97532E-02	-0.46224E-02
9	21012 1	0.18100E+01	0.19039E+01	-0.93938E-01	-0.51900E-01
10	21013 1	0.21500E+01	0.20463E+01	0.10369E+00	0.48230E-01
11	21021 1	0.25000E+01	0.23104E+01	0.18960E+00	0.75841E-01
12	21022 1	0.22000E+01	0.24158E+01	-0.21575E+00	-0.98069E-01
13	21023 1	0.29300E+01	0.29038E+01	0.26152E-01	0.89254E-02
14	19011 1	0.12700E+01	0.12942E+01	-0.24185E-01	-0.19043E-01
15	19012 1	0.11800E+01	0.11558E+01	0.24184E-01	0.20495E-01
16	19021 1	0.17000E+01	0.17717E+01	-0.71694E-01	-0.42173E-01
17	19022 1	0.21200E+01	0.20483E+01	0.71693E-01	0.33817E-01
18	25011 1	0.21000E+01	0.21659E+01	-0.65873E-01	-0.31368E-01
19	25012 1	0.33500E+01	0.32610E+01	0.88976E-01	0.26560E-01
20	25013 1	0.47200E+01	0.47431E+01	-0.23104E-01	-0.48949E-02
21	14011 1	0.26800E+01	0.27538E+01	-0.73831E-01	-0.27549E-01
22	14012 1	0.33000E+01	0.31060E+01	0.19395E+00	0.58774E-01
23	14013 1	0.36100E+01	0.36050E+01	0.49671E-02	0.13759E-02
24	14014 1	0.36600E+01	0.37851E+01	-0.12507E+00	-0.34173E-01

(ε の一符号は実測値より計算値の値が大きいことを示す)

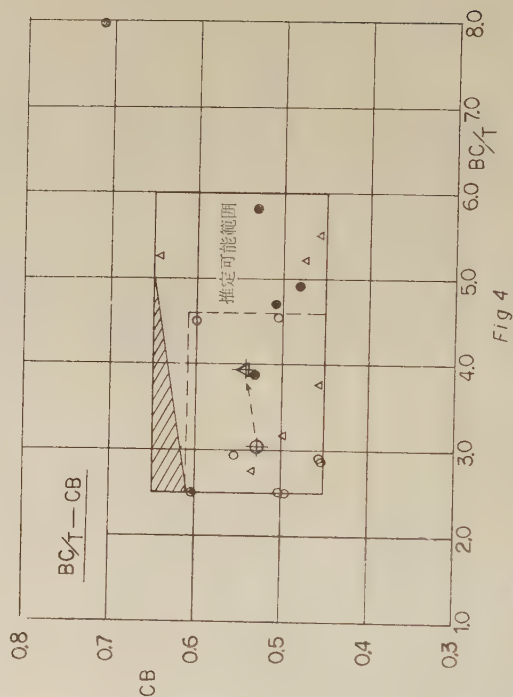
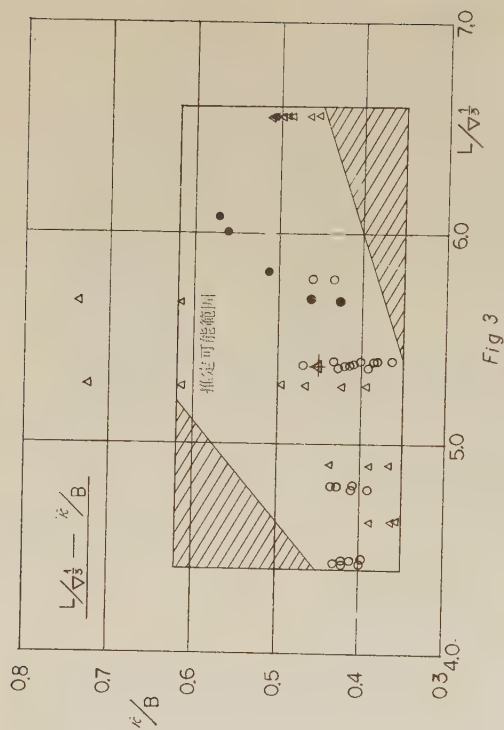
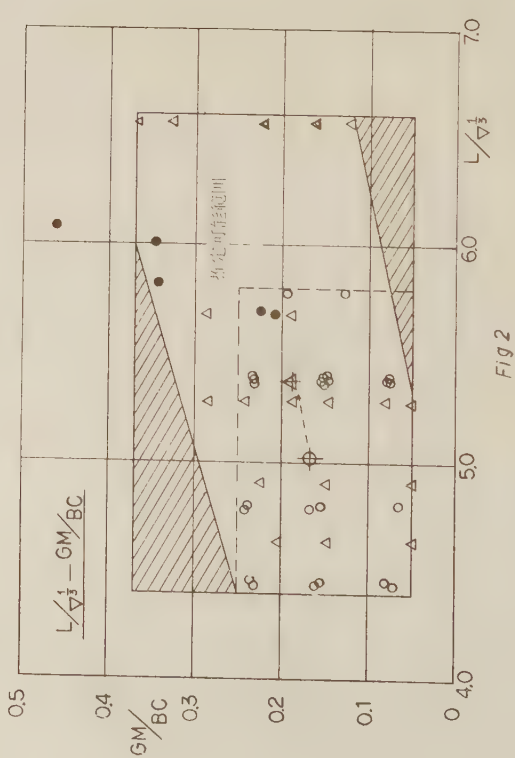
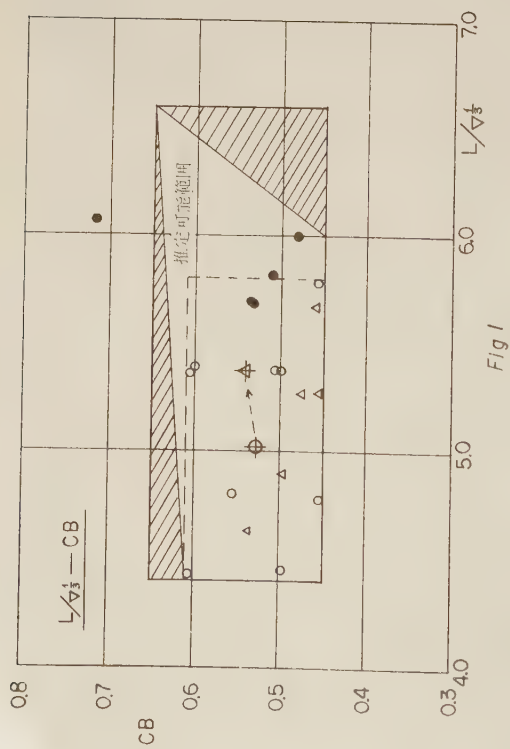


図1～8 船型要素の分布図
Distribution of ship's from element's

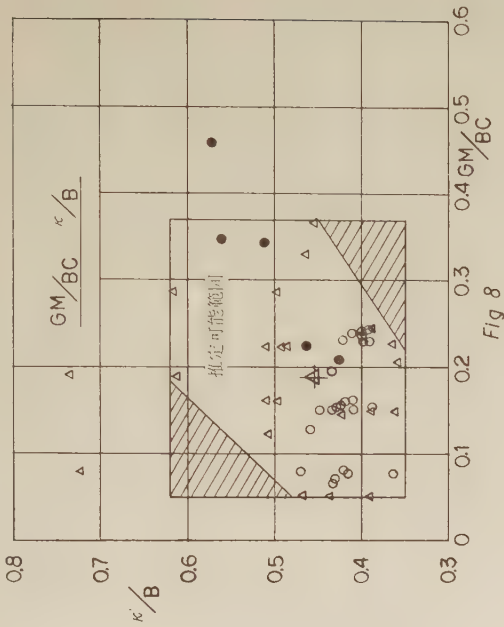


Fig 8

記号の説明

- 1) 図中の○印は4要素14項の式で使用した模型船の実験資料
- 2) " △印は5要素18項の式に改良した時追加した模型船の実験資料
- 3) " ●印は5要素18項の式に改良した時追加した実船の実験資料
- 4) ⊕印は4要素14項の全資料の平均値
- 5) ⊙印は5要素18項の全資料の平均値（実船5隻も含む）

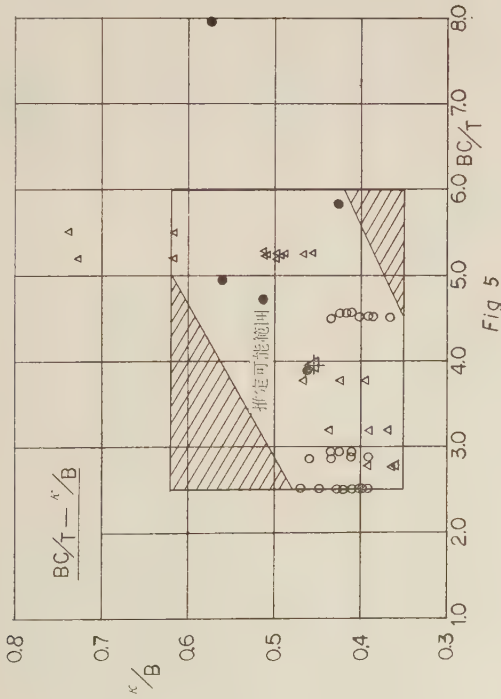


Fig 5

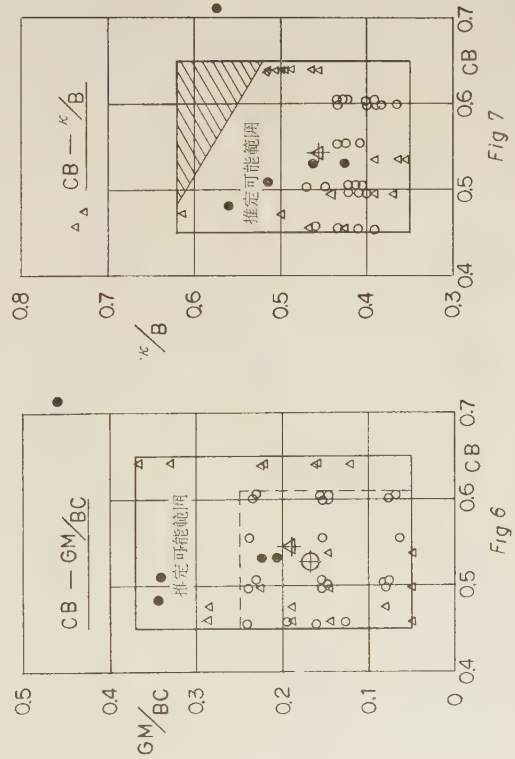


Fig 6

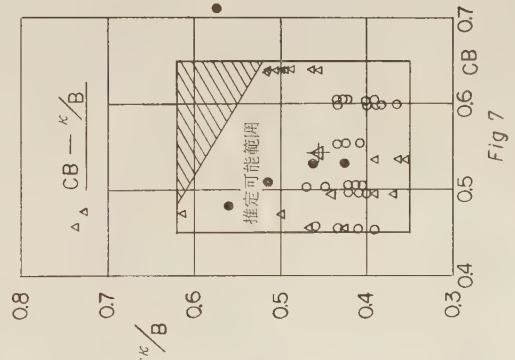


Fig 7

図1～8 船型要素の分布図
Distribution of ship's from element's

表5および、図1～8中の鎖線で示す(同図中の○点がその実験資料の分布を示す)

表4 重相関係数
Multiple Correlation coefficient

項 目	データ数	θ_5	θ_{10}	θ_{15}	θ_{20}
4要素14項	24	0.98573	0.99492	0.99767	0.99857

表5 船型要素の範囲
Range's of ship's from element's

項 目	$L/\nabla^{\frac{1}{3}}$	BC/T	CB	GM/BC
4要素14項	4.4～5.8	2.5～4.6	0.45～0.61	0.05～0.25

4. N係数推定式の改良

4.1 改良推定式の内容

4要素14項の推定式(3)式を使用し、実船のN係数を求めようとするが船型要素が(3)式の使用可能範囲外にあるものが多く、模型船3隻の資料を追加し使用可能範囲の拡大を計ったが、重相関係数が表6に示すとおり低下し、精度も大幅に低下して使用に耐えない結果となった。

表6 重相関係数
Multiple correlation Coefficient

項 目	データ数	θ_5	θ_{10}	θ_{15}	θ_{20}
4要素14項	43	0.78402	0.80319	0.77718	0.72006

検討の結果、N係数の説明変数の中に周期の要素を取り入れるのが妥当と考えられたので、周期 T_R の替りに慣動半径 κ/B の要素を追加し、5要素18項の新しい式に変更し前記3隻の模型船と実船(スケグ付、ビルジキールなし)を5隻選出しサンプルを多くし使用可能範囲の拡大と精度の向上を計った。なお、実船資料と模型船資料を一緒に扱うことについては尺度影響も考えられたが、その問題は推定式の作成後に検討を加えることとして作業を進めることにした。

解析方法については前記と同じ方法で行ない、 κ/B の要素を増やした式を以下に示す。

$$N_\theta \times 100 = a_0 + a_1 X_1 + a_2 X_2 \cdots + a_{18} X_{18} \cdots (8)$$

ここに、 X_1, X_2, X_3, X_4 は前記(4)～(7)と同様であり平均値及び標準偏差(δ)の変数値のみ変化しているので説明は省略する。なお追加した κ/B の式を以下に示すと。

$$X_5 = \frac{\kappa/B - \kappa/B}{\delta_5} \times K \cdots (9)$$

5要素18項の自乗及び積は次のようになる。

$$X_1 = XLPVOL$$

$$X_2 = BCPT$$

$$X_3 = CB$$

$$X_4 = GMPBC$$

$$X_5 = KPB$$

$$X_6 = (XLPVOL)^2$$

$$X_7 = (BCPT)^2$$

$$X_8 = (CB)^2$$

$$X_9 = (GMPBC)^2$$

$$X_{10} = (KPB)^2$$

$$X_{11} = (XLPVOL) \times (CB)$$

$$X_{12} = (XLPVOL) \times (GMPBC)$$

$$X_{13} = (XLPVOL) \times (KPB)$$

$$X_{14} = (BCPT) \times (CB)$$

$$X_{15} = (BCPT) \times (KPB)$$

$$X_{16} = (CB) \times (GMPBC)$$

$$X_{17} = (CB) \times (KPB)$$

$$X_{18} = (GMPBC) \times (KPB)$$

とした。

なお、 $(XLPVOL) \times (BCPT)$ と $(BCPT) \times (GMPBC)$ の2項目については解析の過程で回帰式への影響度が極めて小さいことがわかったので最終的にこれを除外し18項とした。

4.2 改良推定式の精度

(8)式の誤差率 $\varepsilon = (Y_a - Y_c)/Y_a \times 100$ は表7に示すよ

表7 推定精度
Accuracy of Predicted

誤差率 ε の範囲	サンプル数
$\varepsilon < 5\%$	18
$5\% < \varepsilon < 10\%$	9
$10\% < \varepsilon < 15\%$	16
$15\% < \varepsilon < 20\%$	6
$20\% < \varepsilon$	4
Total	53

り、 $\sim 10\%$ 以下のナノレベル全ターゲットの1/2以上
 を占め、 $\sim 20\%$ 以下のナノレベルである全ターゲット数
 の大半を占め、残りはミッドレベルであるが、最大値を占
 領している。この一見、おもしろい。

なる、41の各々の根、すなわち、 $a_1, a_2, a_3, \dots, a_{41}$ の
 数値を求め、て、

Mean, Value and standard deviation

参 数	单 位	参 数 值	参 数 值
L	km^2	5.3734	0.65463
BC, T		3.9432	1.2481
$\bar{C}B$		0.5927	0.063702
GM, BC		3.1873	0.041905
κ, B		1.3549	0.079797

15. 3. 1945

Multiple correlation coefficient

データ 一粉	θ_5	θ_{10}	θ_{15}	θ_{20}	
5要素18項	53	0.96958	0.97348	0.96460	0.95575

[illegible]

表9 重回帰係数
Partial Regression coefficient

	$\theta=5^\circ$	$\theta=10^\circ$	$\theta=15^\circ$	$\theta=20^\circ$	
1	$x1=XLPVOL$	-0.47561E+01	-0.34721E+01	-0.37862E+01	-0.44296E+01
2	$x2=BCPT$	0.49296E+01	0.48769E+01	0.32007E+01	0.14523E+01
3	$x3=CB$	0.17099E+01	0.31586E+01	0.46395E+01	0.56337E+01
4	$x4=SMABC$	0.55177E+01	-0.33876E+01	-0.36842E+01	-0.30421E+01
5	$x5=VYBP$	-0.13567E+02	-0.14125E+02	-0.11991E+02	-0.10373E+02
6	$x6=XLPVOL**2$	0.58136E+02	0.49699E+02	0.60923E+02	0.72380E+02
7	$x7=BCPT**2$	-0.31842E+02	-0.58380E+02	-0.56685E+02	-0.51830E+02
8	$x8=CB**2$	0.27044E+02	0.40253E+02	0.37457E+02	0.33922E+02
9	$x9=SMABC**2$	0.59071E+02	0.48776E+02	0.40927E+02	0.38169E+02
10	$x10=VYBP**2$	0.46365E+02	0.64394E+02	0.85052E+02	0.10186E+03
11	$x11=XLPVOL*CB$	0.38021E+02	0.32258E+02	0.34769E+02	0.39470E+02
12	$x12=XLPVOL*SMABC$	-0.10612E+03	-0.10643E+03	-0.11444E+03	-0.12517E+03
13	$x13=XLPVOL*VYBP$	-0.16458E+03	-0.15776E+03	-0.18774E+03	-0.22427E+03
14	$x14=BCPT*CB$	0.68465E+02	0.51799E+02	0.47069E+02	0.47371E+02
15	$x15=BCPT*VYBP$	-0.37703E+02	-0.37203E+02	-0.71695E+02	-0.10280E+03
16	$x16=CB*SMABC$	-0.28732E+02	-0.23908E+02	-0.21945E+02	-0.21922E+02
17	$x17=CB*VYBP$	-0.13309E+03	-0.86335E+02	-0.58084E+02	-0.43669E+02
18	$x18=SMABC*VYBP$	0.94772E+02	0.13214E+03	0.16071E+03	0.18358E+03
19	CONST	0.17637E+01	0.18822E+01	0.19256E+01	0.18991E+01

211 花火のたぎやうの節

Ranges of ship's from element's by magnitvied

	$L/\nabla^{\frac{1}{3}}$	BC/T	CB	GM/BC	κ/B
5 方 表	1.4~	2.5~	0.45~	0.05~	0.35~
18 方 表	6.6	6.0	0.66	0.40	0.74

精度の確保のため、推定式(3)式と推定式(8)式を使用し実船及び模型船のN係数を計算し、実測値と計算値の比としたものを表12に示す。

この表12で判断出来る通り、M-19は4要素14項の推定式(3)式でも精度は高く略一致した値を示しているが、S-4.9とS-9.9については船型要素が使用可能範囲から外れているために推定不可能な値となっている。しかしこの2隻も改良した5要素18項の推定式(8)式を使うことによって推定可能となり、約10%以内の誤差範囲内に納まっている。なお、最後に掲げるM-121については拡大した推定式の範囲よりさらに大幅に外れているため推定値の精度は更に一層として低くなる。

また統計解析に使用した模型船及び実船の主要目と船型要素の一覧表を表13に掲げる。

5. 推定式の使用上の注意点

推定式を使用して、 N 係数を次のようにする場合、船型要素の値が、図 1～8 の鎖線内部に全ての要素が納まっていれば 4 要素 14 項の推定式(3)式も使用可能であるが、 N 係数であってもこの 4 要素の範囲より外れて、 N 係数は、拡大された 5 要素 18 項の推定式(8)式を使用する方が望ましい。なお、船型要素が範囲外にある船については、上記

表12 N_{10} 係数の比較表
 Comparisons of N_{10} coefficient's between measured and predicted

船名	M-19	S-4.9	S-9.9		S-4.9	S-9.9	M-19	M-100	M-121	
漁業種類	系統模型	一本釣	底曳					一本釣	底曳	
船型	全通チャイン	全通チャイン	F(丸)A(角)					全通チャイン	丸型	
主要目	Lpp (m)	1.639	10.500	13.000				2.000	2.250	
	B (m)	0.312	2.350	2.840				0.383	0.477	
	D (m)	0.154	0.870	1.200		左と同じ	左と同じ	左と同じ	0.146	0.216
	T (m)	0.125	0.468	0.713				0.0696	0.1695	
	TRIM (m)	B.L 0.0	B.L 0.067	0.234				0.0261	0.168	
	Δ (t)	0.0385	6.845	16.409				0.0371	0.1411	
	Ts (m)									
船型要素	LwL (m)	1.800	11.300	14.340				2.170	2.600	
	BC (m)	0.309	2.300	2.760				0.365	0.477	
	T (m)	0.125	0.470	0.710				0.0713	0.1695	
	GM (m)	0.020	0.792	0.618				0.0446	0.022	
	∇ (m ³)	0.0376	6.678	16.009		左と同じ	左と同じ	左と同じ	0.0362	0.1377
	$\nabla^{1/3}$	0.323	1.883	2.520				0.3308	0.5164	
	LwL/ $\nabla^{1/3}$	5.374	6.001	5.690				6.559	5.035	
	BC/T	2.505	4.915	3.871				5.244	2.814	
	CB	0.502	0.482	0.532				0.641	0.750	
	GM/BC	0.152	0.334	0.224				0.122	0.0461	
備考										
	κ/B	—	—	—		0.562	0.463	0.448	0.507	0.433
Free Roll実測値		0.0118	0.0150	0.0158		0.0150	0.0158	0.0118	0.0310	0.0201
統計解析計算値		0.0116	-0.036	0.0006		0.0151	0.0135	0.0106	0.0353	0.0722
実測値/計算値		1.017	0.42	26.333		0.993	1.170	1.113	0.878	0.278
備考		4要素14項使用	4要素14項使用 船型要素が範囲の外にある。	4要素14項使用 船型要素が範囲の外にある。		5要素18項	5要素18項	5要素18項	5要素18項	5要素18項 サンプリングと大巾に船型が異なる。 船型要素が範囲の外にあると同時に

表13 主要目及び船型要素の一覧表
Principal dimension's and ship's from element's

船名 及びNo	船型	主 要 目					船 型 要 素								
		Lpp(m)	B(m)	D(m)	T(m)	△(t)	▽(t)	LWL(m)	$LWL \nabla^{-1}$	BC(m)	BC/T	CB	GM(m)	GM/BC	k/B
M 1	全通チャイン	1.6393	0.2854	0.1479	0.1144	0.0389	0.0379	1.8000	5.3587	0.2854	2.4940	0.605	0.0654	0.2295	0.392
													0.0428	0.1502	0.428
M 3	"	1.6393	0.3844	0.1864	0.1543	0.0686	0.0670	1.8000	4.4330	0.3844	2.4920	0.604	0.0886	0.2302	0.400
													0.0617	0.1605	0.421
													0.0267	0.0695	0.432
					0.1310	0.0540	0.0527	1.8000	4.8010	0.3844	2.9350	0.554	0.0914	0.2378	0.410
													0.0590	0.1535	0.427
													0.0247	0.0643	0.435
M - 7	"	1.6393	0.3819	0.1221	0.0849	0.0382	0.0373	1.8000	5.3892	0.3819	4.4982	0.600	0.0888	0.2325	0.399
													0.0585	0.1532	0.389
													0.0289	0.0757	0.364
													0.1527	0.3998	0.386
													0.0571	0.1495	0.433
M-19	"	1.6393	0.3124	0.1543	0.1247	0.0385	0.0376	1.8000	5.3740	0.3124	2.5052	0.502	0.0474	0.1517	0.448
													0.0246	0.0788	0.470
					0.1082	0.0310	0.0302	1.8000	5.7801	0.3124	2.8873	0.456	0.0605	0.1937	0.434
													0.0398	0.1274	0.459
M 21	"	1.6393	0.4217	0.2057	0.1684	0.0679	0.0662	1.8000	4.4491	0.4217	2.5042	0.497	0.1009	0.2393	0.398
													0.0650	0.1541	0.412
													0.0338	0.0802	0.421
					0.1475	0.0548	0.0535	1.8000	4.7785	0.4217	2.8590	0.453	0.1018	0.2414	0.392
													0.0682	0.1617	0.411
													0.0334	0.0792	0.428
M-25	"	1.6393	0.4191	0.1286	0.0926	0.0386	0.0377	1.8000	5.3700	0.4191	4.5289	0.506	0.0973	0.2322	0.421
													0.0653	0.1558	0.413
													0.0318	0.0759	0.416
M-100	"	2.000	0.383	0.1460	0.0696	0.0371	0.0362	2.1700	6.5599	0.3650	5.2443	0.641	0.1338	0.3666	0.454
													0.1202	0.3293	0.464
													0.0810	0.2219	0.493
													0.0584	0.1600	0.510
													0.0446	0.1222	0.507
													0.0580	0.1589	0.497
													0.0811	0.2222	0.486
													0.0802	0.2197	0.508
M-	"	2.000	0.533	0.191	0.0954	0.0687	0.0670	2.1430	5.2760	0.495	5.1887	0.475	0.1412	0.2853	0.497
													0.0929	0.1877	0.613
													0.0397	0.0802	0.725
					0.0517	0.0505	0.0505	2.0950	5.6700	0.495	5.4939	0.458	0.1411	0.2851	0.616
													0.0933	0.1885	0.737
M-46	船首(丸)	2.344	0.537	0.234	0.1432	0.0996	0.0972	2.4222	5.2681	0.537	3.7500	0.456	0.1305	0.2430	0.395
	船尾(角)												0.0776	0.1445	0.424
													0.0260	0.0484	0.466
					0.1693	0.1268	0.1237	2.4417	4.9005	0.537	3.1720	0.496	0.1205	0.2244	0.367
													0.0785	0.1462	0.389
													0.0260	0.0484	0.437
					0.1950	0.1540	0.1502	2.4613	4.6303	0.537	2.7539	0.535	0.1091	0.2032	0.358
													0.0785	0.1462	0.363
													0.0260	0.0484	0.391
S-5.0	全通チャイン	9.990	2.600	0.900	0.430	7.060	6.888	10.810	5.682	2.500	5.814	0.530	0.518	0.207	0.427
S-3.4	"	9.210	2.400	0.700	0.295	4.770	4.654	10.150	6.080	2.350	7.966	0.714	1.078	0.459	0.573
S-4.0	"	10.500	2.350	0.519	0.500	7.526	7.342	11.320	5.824	2.350	4.700	0.510	0.804	0.342	0.513
S-4.9	"	10.500	2.350	0.870	0.468	6.845	6.678	11.300	6.001	2.300	4.915	0.482	0.792	0.344	0.562
S-9.9	F(丸) A(角)	13.000	2.840	1.200	0.713	16.409	16.009	14.340	5.690	2.760	3.871	0.532	0.618	0.224	0.463

推定式の使用はさけるべきである。

又一例として慣動半径 κ/B が N 係数に及ぼす影響を計算して確認した結果、 N 係数の値が κ/B 0.5 附近で小さくその前後 0.4 と 0.6 においては 0.5 に比べ約 2 倍の値となっていた。このため κ/B が N 係数に及ぼす影響は大きく、この値を正確に求めることが必要である。

6. 考察と今後の問題点

6.1 尺度影響

(4.1) においてのべた尺度影響については、参考文献(16)によれば、船の横揺れ減衰は粘性影響である摩擦抵抗と造渦及び造波抵抗の成分によるものとされ、船体周りの流れが剥離を起す造渦や造波による尺度影響は少なく、又摩擦抵抗の成分は小さく無視出来るとされている。

これは、小型船のような角型で船底及びナックル部より発生する造渦と造波によって減衰する船も尺度影響がないとすれば、模型船と実船の N 係数は変わらないということになる。そこで、改良した推定式(8)式内に入れられた 5 隻の実船を相互に比較して見ると、尺度による影響は誤差範囲である $\pm 10\%$ の中に納まり尺度影響は無いように推察できた。

6.2 ビルジキールの影響

今日の小型 F R P 漁船の大多数の船には、ビルジキール及びそれに相当する何等かの附加物が船体に取り付けられており、この附加物が減衰に大きく影響していると考えられるので解決せねばならない問題点である。しかし、これまでにまとめられているデータの数が充分でなくこれをもとに N 係数を推定することは危険と思われる。

たので、今回は、ビルジキールなし、を対象として推定式を作成し、ビルジキールの影響については、まとまり次第報告することとした。なお、これまでに得られている資料によれば、ビルジキール付の概略値は裸殻時 N 値の約 2 倍と考えて差しつかえないものと思われる。

6.3 スケグの影響

小型漁船には大別して 2 種類の船型があり、木造船からの流れによる和船タイプの船は上架するため幅の広い深さの浅い敷(キール)が取り付けられ、プロペラ及び差し舵は上下式とし、それらを格納する場所として戸立後方に大きな空所が設けられ、スケグは付いていない。

それに対して洋式タイプは深さの深い箱型のキールであり、プロペラ軸の関係で大きなスケグが取り付けられている。この両者の違いが N 係数に影響していることは充分考えられるので、スケグなしの未整理データを早急にまとめ推定式を作り、今回のスケグ付の推定式と合せ船型の違いによる推定もできるような幅の広い推定式に改良して行く予定である。

7. あとがき

小型漁船の復原性能の判定に関する N 係数の資料は、今日まで皆無の状態であったが、今回作成した推定式によって多少の誤差は含まれるが、 N 係数の推定が可能となり、小型漁船の設計時における復原性能の判定に役立つものと思われる。

なお、今後はデータを数多く集め、推定式の実用精度を高めることに努めるとともに、ビルジキール及びスケグの有無の影響を含めた N 係数の推定式を作成する予定である。

参 考 文 献

- 1) 加藤 弘：船の横揺れ周期の近似計算に就て，造船協会論文集，第89号，1951—4
- 2) 加藤 弘：船の安定性能の簡易判定法，造船協会論文集，第98号，1955—11
- 3) 土屋 孟：漁船の復原性能についての一考察（その1）中型漁船について，漁船研究技報，第9号，1956—9
- 4) 渡辺恵弘・井上正祐・他2名，Bar Keelを有する船の横揺れ抵抗の計算法，西部造船会々報，第21号，1961—3
- 5) 渡辺恵弘・井上正祐・他1名， N 係数計算法の肥大船型への修正，西部造船会々報，第27号，1964—3
- 6) 北村 博・田中紀男・菱田敏男：模型船の裸殻の N 係数(I)，関西造船協会誌，第119号，1965—12
- 7) 菱田敏男・田中紀男：漁船の安定性能の簡易判定法，関西造船協会誌，第119号，1965—12
- 8) (社)日本海難防止協会：漁船の荒天時安定性に関する調査研究(完了報告)：1969
- 9) 土屋 孟：漁船の復原性能の理論的解析法について，漁船研究技報，第25巻，1971—3
- 10) 土屋 孟：漁船船型の有効馬力に関する統計解析とその実用化について，漁船研究室，研究報告，第6号，1973—3
- 11) 土屋 孟・有路 實・山越康行：小型漁船の横復原性能と乾舷について，漁船研究技報，第27巻，1974—3
- 12) 丹羽誠一：高速艇の横揺れ減衰率について，ポートエンジニアリング，10巻，1974—5
- 13) 新谷 厚・熊谷達己：浅喫水幅広船型の動揺試験，1975
- 14) F. R. P 製船舶船型開発委員会：F. R. P 製船舶

船型委員会報告, 1976—3

15) 関西造船協会編：造船設計便覧, 海文堂, 1976

16) 姫野洋司：設計に関するトピックス（横揺れ減衰

力, 第2回耐航性に関するシンポジウム（日本造船学会), 1977—12

The Roll Damping Coefficient of Coastal Small Fishing Boats' Without Bilge Keels'

By

Minoru ARIJI, Shiro SUZUKI

Summary

The Roll damping coefficient (N coefficient) of Japans small fishing boats of lass than 20 gross tons for judging thir stability qualities (C value) has not theoretically been clarified, and that of large fishing boats has been employed for small boats, the coefficient of large boats for small onse as the formers had a shallow draught and were different in shape from the latters with a deep draught which run on the waves.

To solve the problem with the data obtained from rolling tests in a still water tank of model boat and actual fishing boats.

As assumptive formula of N coefficient has been mode by partial regression analysis mode with (8) equation employing of ship shape the element ($L/\nabla^{1/3}$, BC/T , CB , GM/BC , κ/B) got in the primary designing the assumption formaled included actual fishing boat as there was little scal effects between model boat and actual boat.

As a result it was found that the coefficient was within the range shown in Tabl (11) and Fig (1~8) and would practically by employed though it had about $\pm 10\%$ erre in accuray.

Symbols

L =Water Line Length	CB =Block Coefficient
∇ =Volume of Displacement	GM =Metacentric Height
BC =Chain Breadth	κ =Radius of Gyration
T =Draught	B =Breadth

漁船の波浪中の耐航性能について (第二報)

—漁船の波浪中縦運動—

山越 康行*・鈴木 四郎*

目 次

緒 言	81	3.3 角型船型と通常船型	86
模型試験による実験値と理論計算値の比較	82	4. 理論計算による漁船の波浪中縦曲げモーメント及び剪断力の計算例	87
2.1 曳航水槽における実験値と計算値の比較	82	5. 結 言	88
2.2 自由航走模型による実験値と計算値の比較	83	参考文献	89
2.3 バッファ中曳航実験値と計算による運動のパワースペクトルの比較	83	乙表	90
3. 理論計算による船体運動の比較	84	付録	108
3.1 船型パラメータによる整理	84	Summary	114
3.2 省エネルギー型漁船と在来船	85		

1. 緒 言

昭和48年のいわゆるオイルショック時には、石油を含む資源の有限性が強調された。しかし、「のどもと過れば……」の例えの通り、その後数年人々の間ではこれら資源の減少が忘れられていた。今年に至り再興、石油資源の減少は再び意識を呼び起こしており、石油資源の大部分を海外に依存している我が国の産業界は、大きな衝撃を受けている。この余波を受けて、水産業界でも、漁船の推進源となる燃料の重荷の軽減が受けられず、操業コストにまつ燃料費の増大を懸念する地域でも、通常速力より2〜3KT 船速を低下させ、燃料の節約を余儀なくされた漁船も数多く、石油資源問題は単にや他人事ではなく漁船に携わる関係者が身近な問題として真剣に考えざるを得ない状況となってきた。

一方、石油不足による乗組員の生活の困窮、また、世界の漁業専管海域の世界的定着による漁業海域の狭小化により漁業経営の悪化が問題となっている。さらに、漁船の減少が世界の漁業も2〜3年後に迫り、漁船の船型および構造に大きな変化を及ぼそうとしている。以上のように、漁船漁業をとりまく諸情勢は極めて激しく大きな変革期に置かれている。このような時局に、省エネルギー型の、いわゆる省エネルギー型漁船の開発を促して漁船漁業を総合的に見直してみることは、意義のあることと

思われる。

当研究所では、前身の漁船研究室時代から一貫して、ある所要速力を出すのに出来るだけ主機関馬力の少ない言い換えると、同じ距離を少ない燃料で運航できる漁船船型の開発あるいは船型改良の研究を精力的に行い、数多くの成果を報告してきた。また、漁船の船型改良の必要性について事あるごとに提言してきた。しかしながら、これらの研究成果は、個々にはそれなりの効果を修めてきていると思われるが、残念ながら全国的規模にまで普及しているとは言い難い。その原因の一つとして考えられるのは多くの漁業関係者が船型改良に伴う漁船の耐航性能、すなわち従来の船型に比べやせた船型が波浪中で示す諸特性に対する不安感を抱いている点であろう。

このように、漁船の船型改良をたまたま燃料節約の狭い観点からだけ論ずることは極めて危険なことであり、本質的に漁船が持っている機能を再度認識し、今後総合的視野に立って個々の研究を行う必要がある。その中で緊急に取り組まねばならない問題の一つとして、船型改良に伴う漁船の海上での安全性を確保するための復原・耐航性能の研究があげられる。これまで漁船の安全性即ち復原性能と考えられ、その復原性能も設計面では、横波・横風状態における準静的な考え方により算出されたある基準値を満足することで良しとし、乗組員の足中における諸性能すなわち耐航性能に関しては、造船関係者の

間で十分解析されぬまま、漁船を実際に運航する乗組員の勘と経験に基づく操船技術に委ねられてきたと言える。一般的に波浪中での船の諸性能をも最適にする船型の開発は、静水中における最適船型開発の研究に比べ、決定すべき要素が多いことに加えて、広義に考えると乗りごこち等の船の運動と人間との関連すなわち人間工学的な問題とも絡むため解決すべき多くの問題が残されている。また、船の運動を支配する海洋波に関する諸特性を必ずしも正確に予想することが出来ないことが、耐航性能の研究を一層複雑にしていると言える。漁船の研究に目を転ずると、これまで漁船の安全性の面から復原性能に関する数多くの研究がなされ、適宜報告もなされてきているが、波浪中における動的な諸性能すなわち耐航性能に関しては、他の大型商船に対する研究に比べ遅れていると言わざるを得ない。しかし、今後漁船の大幅な船型改良が予想される現在、漁船の耐航性能に関してこれまでのように乗組員の勘と経験のみに頼ることは極めて危険なことである。そこで、これら乗組員の勘と経験に裏付けられた漁船の耐航性能の現状に科学的メスを入れ、船型改良に伴い生ずる問題をも含め解決すべき問題を探り出し、漁業関係者が省エネルギー船型に抱いている不安を解消すると同時に海上における漁船の安全を確保することが研究者に課せられた急務であろう。

さて、船舶の波浪中での耐航性能の研究は、ストリップ理論が考え出されて以来急速に発展した。これまでに大型船舶を対象にその実用性に関して数多くの報告がなされ、船型と波浪中の運動の関係について論じた報告も多数ある^{1)~4)}。しかしながら、漁船船型を対象に同理論の実用性の検証及び船型と運動の関係について論じた報告は、高橋⁵⁾等の報告を含め極く限られている。

第一報⁶⁾では、ストリップ理論の概要と同理論を漁船船型に適用し、数隻の模型実験との比較からその実用性について論じた。その後、当研究所では、同理論の漁船船型に対する実用性を更に検証するため、数隻の模型船により、船が波に対してある出会角を有する場合を含め比較検討を行った。本報告では、その結果を報告すると共に、その成果を踏まえ、漁船の波浪中耐航性能の現状を把握するために、いわゆる省エネルギー型漁船を含む多数の漁船を対象に理論計算を実施し、船型と縦運動との関係について考察した。また同理論に基づく波浪中で漁船船体が受ける縦曲げモーメント及び剪断力についての計算例も示した。

最後に、本報告にあたり貴重な御助言をいただいた運輸省船舶技術研究所運動性能部運動性能室長、高石敬史氏ならびに共同実験に参加された関係者各位に深く感謝

を表します。また、本報告の計算面で御協力いただいた数理計画 村岡正康氏ならびに図面作成などに甚大な労力を提供していただいた元当研究所臨時職員 山森洋一氏に謝意を表します。なお、本計算の一部は、農林水産研究計算センタ ACOS-800 モデルⅡを使用したことを付記する。

2. 模型試験による実験値と理論計算値の比較

2.1 曳航水槽における実験値と計算値の比較

第一報で報告した三隻の船型に対する水槽試験以後、当研究所の曳航水槽($L \times B \times D = 63\text{M} \times 4\text{M} \times 2\text{M}$)において自航模型船による波浪中縦運動計測試験を実施した船型は、本報告の計算対象漁船(表・1参照)の中の記号 M6E である。この船型(付録 I Body plan 参照)はいわゆる省エネルギー型船型の分類に属している。その実験状態を表・2に、実験値と計算値の比較結果を各フルード数毎($Fn=0.0, 0.15, 0.30$)に図・1~20に示す。当研究所の曳航水槽では向い波状態(波との出会角: $\chi=180^\circ$)および追い波状態($\chi=0^\circ$)が実験可能であるが、追い波状態では大きなサーゼング現象があるため、停止時 $Fn=0.0$ と $Fn=0.15$ (実船換算約 7 KT 相当)の低速の場合についてのみ実験を実施した。

比較項目は、計測装置の関係上、ピッチ、ヒープ、船首上下加速度(F.P.の位置)および船首部相対上下揺れ(F.P.より前方3/4 ord.位置)の各々の運動振幅である。なお、ピッチ、ヒープは動揺計測装置のポテンショメータ、船首上下加速度は歪式加速度計および船首部相対上下揺れは容量型波高計を使用し測定を行った。また、計測に際し、向い波および停止時追い波状態ではサーゼを自由としたが、追い波航走時($Fn=0.15$)はサーゼが大きいためサーゼを抱束し、ピッチ、ヒープのみ自由とした。さらに、実験に使用した規則波は水槽の一端に設置されたフラップ式造波装置により発生させ、波長・船長比(λ/L)は0.6~2.4、波相度(H_w/λ)はほぼ一定にし、0.02~0.022とした。

これらの比較結果から、向い波状態では各フルード数における5比較項目ともピーク付近に多少のバラツキはあるものの全体的に実験値と計算値はよい一致を示している。一方、追い波状態では、ピッチ、ヒープおよび船首上下加速度はよい一致を示しているものの、船首部相対上下揺れは、実験値と計算値にかなりの差がみられる。この相違は、航走時の場合サーゼを固定したことがその一因として考えられるが、主要因としては、相対上

下揺れがピッチおよびヒープの連成運動と波形の関係から決定される量であるので、ピッチおよびヒープが比較的计算値と近いことを考慮すれば、波形に乱れが生じたためと推論される。すなわち船体が動揺あるいは航走するために発生する波と造波機による波が干渉し波形を乱したためと考えられる。

また、この船型については、波浪中の抵抗増加の割合を調べるために、静水中および波浪中自航試験を実施しトルク、スラストおよび回転数の計測を行った。なお、波浪中自航試験は、各動揺の比較的大きいと思われる波長が船長の1.5倍の波について行った。今後、省エネルギー漁船船型の開発にあたっては、波浪中すなわち船体動揺時の抵抗増加に関する研究も合わせて行う必要がある。現在、大型船舶を対象とする波浪中の抵抗増加に関して、数多くの実験的あるいは理論的研究が報告されている。当研究所でも、漁船の波浪中抵抗増加について、ストリップ理論と造波抵抗理論を組み合わせる ことにより、事前にその増加量を推定する研究に着手している。本報告では、とりあえずトルク、スラストおよび回転数について静水中と波浪中($\lambda=1.5L$)の実験値の比較を各々図21~23に示す。この結果から、この船の常用速力付近では、波浪中のスラストは静水中の約2倍の大きさにもなっていることがわかる。

2.2 自由航走模型船による実験値と計算値の比較

この数年、当研究所と運輸省船舶技術研究所は、漁船の耐航性能特に転覆を含む大動揺に関する共同研究を行ってきた。この研究については次の機会に報告するとして、その研究の一部として同研究所の角水槽(80m×80m×4.5m)でこれまでに三隻の模型船について実施した規則波中運動計測結果について報告する。比較項目は、同実験が理論計算値との比較を主目的としたものではないため、ピッチ一項目であるが、角水槽の利点を生かし、船が波とある出会角を持つ場合の理論計算値との検証が可能である。三隻の実験状態を表・2に計測値と計算値の

比較を各出会角毎に図24~29に示す。なお、ピッチは模型船内に搭載したパーチカルジャイロにより計測した。またこの実験は、ラジオコントロールによる自由航走模型船を使用し、マニュアル操船であるため、波との出会角は目測によるもので必ずしも正確な値ではない。さらに、計算に用いた速力は、平水時の速力試験による結果と実験中何点が計測した結果から推定した値を採用している。このような理由のために、全体的に実験値と計算値との間にバラツキはあるものの、船が波とある出会角を有する場合にもこの理論で運動振幅を推定することは可能である。

2.3 不規則波中模型試験結果と計算による運動のパワースペクトルの比較

第一報で報告した如く、海上に発生する海洋波がある方向、周波数および振幅を有する成分波(例えば cosine 波)を適当に重ね合わせる ことにより表現できるという前提に立つと、ストリップ理論により各成分波すなわち各規則波に対応する船体の運動特性を求めることが出来るから、船が航行する海域の不規則波の特性(通常は、波高と周波数の関係を示すパワースペクトル)が与えられれば、線型重ね合せ理論を用いる ことにより、不規則波

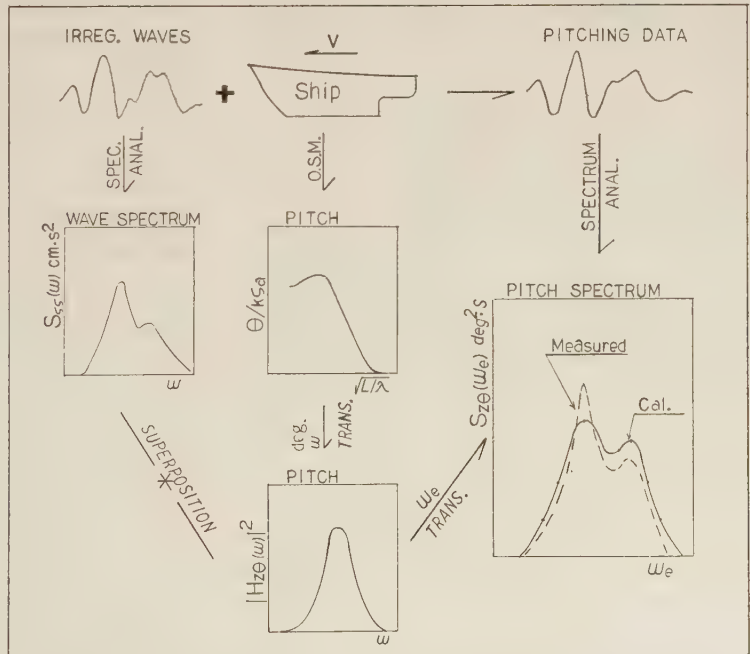


図30 線型重ね合法による不規則波中船体運動の推定法説明図
Diagram for estimation of power spectrum of motion by the superposition principle

中の船体運動の統計的諸特性を推定することが可能である。この事を検証するために、2.2で述べた実験では、不規則波中の運動計測試験も合せて実施した。

この実験では、造波機で発生させた不規則波および不規則波中の船体運動が計測されており、図30に示した手順に従って線型重ね合せ理論を用いてピッチのパワースペクトルを理論的に推定した値と実験より得られたピッチのデータを直接スペクトル解析した結果を比較した。その結果を図31~33に示す。これらの結果から、スペクトルの形状及びピーク付近の周波数は良好な一致を示していることが判る。角水槽内に発生させた不規則波は、単一方向成分のみを有する不規則波であり、実際の海面に発生するあらゆる方向成分を含んだ不規則波とは、その性質は異なると思われるが、このように波のデータ(情報)が正確に与えられれば、ストリップ理論により求められた運動の周波数応答関数との間に線型重ね合せ理論を適用することにより、不規則波中での運動のパワースペクトルを求めることが出来る。パワースペクトルの形状が定まれば、船がそのような不規則波中を航行する場合の船体運動の統計的諸特性を推定することが出来る。このことは、設計対象漁船が航行あるいは操業する海域の波浪に関するデータが準備されていれば、設計時点で波浪中の運動特性を推定することが可能で、波浪中での耐航性能も良好に保つ船型の開発にも応用できることを意味している。

3. 理論計算による船体運動の比較

3.1 船型パラメータによる整理

前節で述べた各運動の理論計算値と模型実験値の比較を通じてこの理論を漁船船型に適用し波浪中での運動を推定することは可能であるとの結論を得た。この結果を基に、漁業種類あるいは航行海域により各々特徴を有する各種漁船36隻について向い波状態での縦運動計算を実施した。計算した運動は、ヒープ(上下揺れ)、ピッチ(縦揺れ)、F.P.での上下加速度およびF.P.での相對上下揺れの四運動振幅に限った。計算対象漁船の主要目及び計算状態を表1に、また各々のBody planeを付録Iに示す。漁船は、小型船になればなる程その使用条件で船の状態(吃水およびトリム)は大きく変化し、この計算で重要となる水面下の形状も異なるがここでは、一部を除き満載状態と推定される吃水、トリムについて計算を行った。またBody planeは、図での計算吃水以下の形状を示したものである。さらに各漁船の波浪中での性能を相対的に比較する意味から次の二点を考慮し

① 船速はフルード数(F_N)=0.30 とする。

② 縦慣動半径の無次元値を一定とする。

$$K_{yy} = K_{yy}/L_{pp} = 0.30$$

さて、この理論による各成分規則波に対応する運動振幅の応答値の大小は、数多くのパラメータに支配されるが、その中で流体力を決定する次の4個のパラメータが特に重要な役割を果たしている。

$$H_0 = b/T \quad \eta_0 = 2b/B$$

$$\sigma = S/2 \cdot b \cdot T$$

$$\xi_a = \frac{\omega_e^2}{g} T$$

b : 各断面における水線の半幅

T : " 深さ

S : " 断面積

B : 船 幅

ω_e : 波と船との出会周波数

ここで、 H_0 、 η_0 および σ の各パラメータは、漁船の船型とその使用状態(吃水とトリム)が判れば、定まる量である。また、 ξ_a はその他に船の進行方向と波のなす角度及び船速との関係により定まる量である。先に計算条件の中で波との出会角、船速および縦慣動半径を一定としたことを考慮すると、今回の計算比較での各運動の差は、それら船型相違に起因するものと考えて良いことになる。

船の規則波中での各運動の大きさを決定するには、船の各断面の形状が重要であることは既に述べたが、運動方程式の各係数は、各々の断面形状より求まる断面に働く流体力を長さ方向に積分し求められることから、各運動の大きさと船型との関係を調べるために、まず通常船体の形状、特に肥瘠度を表わすのに用いられる三つの肥瘠係数について各運動振幅を整理した。漁船の場合トリムの変化が大きいためこれら肥瘠係数の定義が必ずしも明確でないが、本報告の文中および図表に示す各係数は、次の定義とする。

$$C_B = \frac{\nabla'}{L_{pp} \times B \times d_{\boxtimes}}$$

$$C_p = \frac{\nabla'}{A_{\boxtimes} \times L_{pp}}$$

$$C_{BWL} = \frac{\nabla}{L_{WL} \times B \times d_{\boxtimes}}$$

$$C_{pWL} = \frac{\nabla}{A_{\max} \times L_{WL}}$$

$$C_{wWL} = \frac{\Delta w}{L_{WL} \times B}$$

$$C_{vp} = \frac{\nabla}{A_w \times d_{\boxtimes}}$$

∇ : 排水容積(m^3)

∇' : 排水容積(m^3) (ただしボックスキール、滑り等の付加物を含まない)

L_{pp} : 垂線間長(m)

B : 船 幅(m)

$d_{\text{船}}$: 船の図における B.L. 上水面までの高さ(m)

$A_{\text{船}}$: 船の図における断面積(m^2) [ただし, ボックスキール, 滑りなど B.L. 下の付加物を含まない]

L_{WL} : 水線長(m) [ただし, 本計算の場合断面積が零となるオーディネイト間の距離とした]

A_{max} : 最大断面の面積(m^2)

A_W : 水線面積(m^2)

また, 各運動の振幅としては既に述べた二つの条件下で計算した場合, それらの値が最大となる付近の波長・船長比の平方根 ($\sqrt{L/\lambda}$) を選定し, その時の無次元化された値を採用した。すなわち, ヒープ及びピッチに対しては, この値が0.7, 船首部上下加速度及び相対上下揺れに対しては0.8とした。このことは, 各船がヒープ及びピッチに関しては,

$$\sqrt{L/\lambda} = 0.7 \quad \therefore \lambda \approx 2.04 L_{pp}$$

すなわち, 船長の約2倍の波長を持つ規則波中を, 上下加速度及び相対上下揺れに関しては,

$$\sqrt{L/\lambda} = 0.8 \quad \therefore \lambda \approx 1.56 L_{pp}$$

すなわち, 船長の約1.6倍の波長を持つ規則波中を F_N 数が0.3に相当する船速で航走した場合の各運動の相対的比較となっていることに注意すべきである。すなわち, 各々の漁船がその長さに見合った波の中を, 言い換えると各船が運動力学的にはほぼ同一条件下で航走した場合の各運動の相対比較である。

以上のような条件のもとに整理したのが, 図34~45である。また, 船体抵抗上重要なパラメータの一つである $L_{WL}/\nabla^{1/3}$ について整理したのが, 図46~49である。これらの図中で(●)印はいわゆる省エネルギー型漁船を, (□)印は角型漁船(ハード・チェーン・タイプ)を, (○)印は外国漁船を各々表わしている。これらの漁船については後述することとし, ここでは各船型パラメータと各運動の全体的な傾向について述べる。

まず, ヒープ, 上下加速度及び相対上下揺れは, どのパラメータに関してもかなりのバラツキを示しているがピッチに関しては, 比較的狭い幅に修まっている。ヒープに関しては, C_{pWL} の値が小さい程また, C_{vp} の値が大きい程, その値が大きくなる傾向がある。このことは, fine な船型でしかも各断面形状がU型の船型は, ヒープが大きくなることを示していると言えよう。ピッチに関しても, 顕著ではないが同様の傾向が伺える。また, ピッチは, $L_{WL}/\nabla^{1/3}$ が大きい程やや大きくなる傾向を示している。このことは, 長さの割に排水容積の小さい船は, ピッチが大きくなる傾向にある。船首部上下

加速度は, ヒープとピッチの連成から, また相対上下揺れは, 更に波との関連から計算されるなどヒープ及びピッチに比べその大きさを決定する要因が多いためか, かなりのバラツキを示しているが, ヒープ及びピッチと同様の傾向を示している。特に, 一部の角型船型を除いて, これらの運動は $L_{WL}/\nabla^{1/3}$ と深い関連を示している。なお, $L_{WL}/\nabla^{1/3}$ が0.6以上の漁船は, 高速漁船でいわゆる滑走型の船型である。

3.2 省エネルギー型漁船と在来船

3.1 で触れたように, 図34~49で(●)印で示された漁船がいわゆる省エネルギー型漁船である。なお, 表1で各船を示す英数字の最後に[E]を付した, 例えば P1E などがこの種の漁船を示している。ここにとりあげられた省エネルギー型漁船の多くは, 当研究所でその船型開発に直接関与しており⁷⁾, 主機関馬力の大幅な削減を主目的とし, 在来船に比べ3~4割の削減を達成した船型である。なお, (●)印で無い漁船の中にも船型上優れた漁船が含まれており, それらの漁船は省エネルギー型漁船としても差つかえ無いと思われるが本報告では無印とした。

さて, これらの漁船の各運動は, 他の漁船に比べやや大きめの値を示している。そこで, この種の漁船が波浪中の運動性能上, 在来船と比較し何処が相違しているかについて, P1E と P2 及び P4 と P5E を例にして検討した。前者の各断面の面積を最大断面積で無次元化した長さ方向の分布状態の比較を図50に, 各運動の比較を図51~54に, 後者の断面積の分布状態の比較を図55に, 各運動の比較を図56~59に示す。なお, 各船の Body plan は付録Iにある。

P2 船型より P1E 船型への改良は, この種の漁船船型で実用可能と思われる範囲内で最も燃油を節減できると思われる船型開発の結果達成されたもので, P1E 型船は P2 船型に比べ同一排水量において, 主機関馬力の出力が約半分で同一速力を得ることが可能な船型である。また Body plan から明らかなように, P2 船型はハード・チェーン・タイプの船型である。

両者の各運動を比較すると, ヒープ及びピッチのピーク付近ではかなりの差がみられるが, 上下加速度及び相対上下揺れには差がない。また, もう一つの特徴として $\sqrt{L/\lambda}$ が0.85~0.95の範囲で改良船型(P1E)のピッチが小さい値を示していることがあげられる。これらの特徴は角型船型から通常の船型へ改良したため生じた結果と推定される。両者の船型パラメータを比較すると, C_{vp} 及び $L_{WL}/\nabla^{1/3}$ はほとんど同じ値であるが, C_{BWL} 及

び $CPWL$ が大幅に異なり、改良船型 (P1E) は、在来船 (P2) に比べ非常に *fine* である。その結果、ほぼ同じ排水量であることを考慮すると、改良船型の各断面における水面下の深さは大きくなっている。また、ピーク付近の運動方程式の各係数を調べると P2 に比べ特に船体に働く波浪強制力が大きく、その結果ヒープ及びピッチの振幅が大きくなっているものと思われる。

P4 と P5E の関係は、P4 船型を直接対象とし P5E 船型を開発したのではなく、P5E 漁船は、同種同規模漁船を対象に一般的に船体抵抗上優れた船型開発研究の過程で計画された船型である。両者の各運動の比較を示す図56～59から明らかなように、P5E の各運動の振幅は、P4 に比べ各々のピーク付近で3～4割の増加を示している。船型パラメータの比較では、P1E と P2 の場合と同様、 $CBWL$ 及び $CPWL$ が P5E の方が小さい。このことは P5E が P4 に比べ大幅に *fine* な船型であることを示している。

そこで、P4 と P5E の相違について更に詳しく調べるために、運動方程式の各係数に遡り考察した。第一報で述べたように、これら各運動の振幅は、連立方程式より決定される。すなわち、各振幅の大小は、その連立方程式を構成する各係数の値により決定される。両船の各係数毎の比較を図60～73に示す。各係数の値は、付録Ⅱで示したような無次元化された値である。

これらの図から、各係数の絶対値はいずれもごく一部の波長を除いて在来船の方が大きな値を示している。特に、ヒープ及びピッチの振幅を抑える減衰項、 b 及び B さらにヒープとピッチの干渉による連成減衰項、 e 及び E などの差が、各運動の振幅の大小に関係しているものと思われる。

本報告では、他の省エネルギー型漁船と在来船について各係数までの比較検討は出来なかったが、ここで示したように、船型と各係数の関係さらに各係数の運動振幅への寄与度等について更に深く検討を加えることにより波浪中での運動性能も良好な船型を開発することは可能であると思われる。

なお、ここで述べた省エネルギー型漁船と在来船の比較結果は、既に述べたように運動力学的にはほぼ同一条件で比較した結論であり、計算上仮定した例えば、吃水、トリム、速度および縦慣動半径などのすべての条件を満たした場合に起り得る運動の大きさである。高橋等の報告⁵⁾によれば、各運動の振幅は、船の状態 (トリム及び吃水)、速度および波との出会角などが変ることにより大きく変化する。このことと、最終的に船が大きく揺れるか否かは、その漁船が航行あるいは操業する海域の波の

特性で決まることを考えると、ここで示した6隻の省エネルギー型漁船の結果から直ちに省エネルギー型漁船が在来船に比べ運動が必ず大きくなると結論することは早計である。ただ、この計算で仮定した条件がすべて満たされた場合には、このような *fine* 船型は、在来船に比べ大きく揺れ得る特性を持つという点は注意せねばならない。このため、省エネルギー型漁船を設計する時点では、波浪中の運動特性も含め十分検討する必要があると考える。

また、ここで取り上げた省エネルギー型漁船は、既に述べたように大幅な船型改良を実施したため、このように各運動のピーク付近で在来船と大きな差を生じたもので、1～2割程度の馬力削減を目的とする小幅な船型改良では、その差は小さく、むしろその使用条件、例えば改良後も従来の船と同じ出力の主機関を装備し、波の中でも速い速度で走るなどの条件による船体運動への影響の方が大きいように思われる。

3.3 角型船型と通常船型

3.1で述べたように、図34～39で〔□〕印で示された漁船が角型船型 (ハード・チャイン・タイプ) である。一般的にこの種の漁船はヒープ及びピッチともに他の漁船に比べ振幅は小さい。しかしながら、上下加速度及び相対上下揺れに関しては、かなり大きい値をもつ船もみられる。なお、角型船型の各断面に働く流体力の計算は前田の特異点法⁶⁾による数表を使用した。

角型船型と通常船型について、同漁業種類及び同規模の漁船を対象に比較したのが、図74～78で運動方程式の各係数を比較したのが図79～90である。運動の比較では、全体比較と同様にヒープ及びピッチは、角型船型の方が小さいが、上下加速度及び相対上下揺れはほぼ同じ値を示している。3.2で述べた P1E と P2 の比較も、角型船型と通常船型の比較としてとらえると同じ傾向を示している。すなわち、角型の船型は、ヒープ及びピッチなどの波に対する主運動を小さくなる効果を有するが、これらの主運動の連成の結果生ずる上下加速度及び相対上下揺れなどのいわば二次的な運動を大きくする要因を有していると思われる。言い換えると、ピッチ及びヒープの波に対する位相が重要な役割を演じていると予想される。

各係数では、角型船型のヒープの減衰項が通常船型に比べ小さいにもかかわらず、ヒープとピッチの連成減衰項 e 及び E の絶対値が大きく、波浪強制力及びモーメント F_s 及び M_c が小さいために角型船型のこれら運動振幅が小さくなったと考えられる。

なお、角型船型の漁船については、理論計算値と模型実験値との比較例も少く、理論計算の妥当性の検討を急ぐ必要がある。

4. 理論計算による漁船の波浪中縦曲げモーメントおよび剪断力の計算例

船体の縦強度を考える場合、船体に働く力を推定する必要がある。通常は、静水中に船体が浮んでいる時には、船の重量と船体が流体から受ける浮力の各断面における差のいわゆる荷重曲線を用いて船体に働く縦曲げモーメントおよび剪断力を求めている。また、波浪中の縦強度計算としてはこれまで標準状態として波高・波長比が1/20のトロコイド波を考え、その中に船を静かに浮べ、船の重量と均合った状態での計算を行っている。

この計算では、スミス修正として波の粒子運動の影響を考慮した計算を行うこともあるが、いずれにしても船体に働く力としては重量とトロコイド波の形に比例した浮力のみを考えた静的な均合いに基づく計算法である。

さて、ストリップ理論では、第一報で報告したように船に働く流体力として静的な浮力の他に、船が波の中に存在することによる波の反射、船体が動揺することにより生ずる波などの影響を考慮した動的な流体力を導入している。このため、船の重量分布が与えられれば船が波浪中で動揺している状態で船体に生ずる曲げモーメントおよび剪断力の波浪による変動分を求めることができる。この理論を用いてコンテナ船等に働く縦曲げモーメントおよび剪断力を計算し実験と比較し、実用上満足すべき結果を得たとの報告もなされている^{9)~11)}

漁船では、これまで前に述べた静的な縦強度計算を行い設計の資料としてきた。また小型漁船では縦強度計算をほとんど行っていないといったのが現状であろう。しかし、今後漁船の測度法改正に伴い漁船の構造および建造方法の基本的考え方が大きく変化することは必須である。その場合、現在の漁船よりも軽構造の漁船が建造されることが予想され、今から波浪中の縦強度についても検討しておく必要がある。そこで、現在、漁船船型について理論計算値の妥当性を検討する課題は残っているもののストリップ理論を用いて漁船が波浪中で受ける縦曲げモーメントおよび剪断力を推定することは、今後の漁船の設計面に役立つものと思われる。

表3 ストリップ理論とトロコイド波理論による船体中央部に働く縦曲げモーメントの比較

Comparison of bending moments at midship section calculated by O.S.M. and Trochoidal wave theory

波高 Hw=1/20	Mwv	Trochid wave	
	M ₀ +Mv	M _Σ	Mmax
	(t-m)	(t-m)	
A	329.1 (Fn=0.0) 376.1 (Fn=0.35)	439.0	475.5
B	157.0 (Fn=0.0) 181.0 (Fn=0.35)	183.9	191.1
C	46.9 (Fn=0.0) 51.3 (Fn=0.35)	56.5	56.8
D	32.4 (Fn=0.0) 47.7 (Fn=0.40)	26.6	26.6
E	-29.2 (Fn=0.0) -41.1 (Fn=0.40)	-38.6	-41.8

ところで、縦強度計算を行う場合には、船の長さ方向の重量分布が必要であるが、漁船特に小型船の重量分布は、正確に把握できない。また、漁船の場合は、積荷の関係で船の重量分布も大幅に変化し、縦強度上での状態が最も厳しいかなど複雑な問題もある。最近、当研究所で重量分布曲線まで含めた数隻の漁船の資料を入手したので、これらの漁船に対し、ストリップ理論を基にした福田の計算法¹²⁾を適用し、船体中央部に働く波浪中の縦曲げモーメントおよび剪断力の計算を行った。なお、具体的計算式は付録Ⅲに示す。ほぼ満載出港状態と推定される状態について計算した二隻の漁船に対する縦曲げモーメントの結果を図91及び92に示す。また、この計算法では、波を一定とし、船の長さ方向の各断面に働く曲げモーメント及び剪断力を計算することも出来る。その例として、 $\lambda=1.0L_{PP}$ とした場合の計算結果を図93及び94に示す。

ここでまず、図の見方について説明する。船体中央部に働く曲げモーメントの計算結果を示す図91～92の横軸は、これまで示した各運動における表示法と同じで、船長、波長比の平方根 ($\sqrt{L/\lambda}$) を採用している。また、縦軸は、各々次に示す無次元化された値を採用している。

縦曲げモーメント： $C_{MV} = M_V / \rho g L^2 B \zeta_A$

縦剪断力： $C_{FV} = F_V / \rho g L B \zeta_A$

ここで

M_V ：波浪中で船体に働く縦方向の曲げモーメントの振幅

F_V : 波浪中で船体に働く縦方向の剪断力の振幅

ρ : 海水の密度 ($104.59 \text{ kg} \cdot \text{s}^2 / \text{m}^4$)

g : 重力の加速度 (9.8 m/s^2)

L : 船 長 (L_{PP})

B : 船 幅

ζ_A : 波の振幅

を示す。また、図93, 94は船体がある波長を持つ規則波 (この図の場合 $\lambda=1.0L_{PP}$) を連続して受ける場合、船体の各断面に働く縦曲げモーメントおよび剪断力の振幅の無次元表示である。

さて、第一報で述べたように、これらの図に示された値は、波が時々刻々進行するすなわち波の頂がF・P・からA・P・の方向へ進行するにつれて、実際に船体に働く量も

$$M_V \cos(\omega_e \cdot t + \alpha)$$

ω_e : 船と波との出合周波数

α : 波との位相差

で変動する。このように、図中の線は各々の波に対する最大変動分を連ねたものとなっている。

この事を念頭に置いて、計算結果を漁船の縦強度設計面に応用する場合を考えてみよう。設計では、実際に船体に働く量が必要であり、このような無次元値のままでは使用できない。各々の実際の量を知るには、前にも述べたように、その漁船が航行する海域の波の特性を知る必要がある。波の特性がわかると線型重ね合せ理論を用い統計的諸量を推定することが出来るが、通常、波の情報は入手しにくい。外洋に出て操業するような比較的大きな漁船に対しては、ITTC および ISSC などの既に公表されている波スペクトルを利用して諸量を推定することが可能である。

また設計面では、船体に働く最大値を考慮すれば良いと思われるので、次の様に便宜的な方法でその量を推定できる。縦曲げモーメントを例にとって説明すると、まずグラフから最大値とその時の $\sqrt{L/\lambda}$ の値を読み取る。例えば、図91の $F_n=0.0$ の場合

$$C_{MV}=0.026, \sqrt{L/\lambda}=1.00$$

とすると、先ほどの無次元表示から

$$M_V = C_{MV} \cdot \rho g L^2 B \zeta_A = 0.026 \cdot \rho g L^2 B \zeta_A$$

ここで、 ρ , g , L および B は既知であるから、

$$L = L_{PP} = 26.50 \text{ m}$$

$$B = 5.40 \text{ m}$$

となり、あとは波の振幅 (ζ_A) を推定すればよい。

トロコイド波による縦曲げモーメント等の計算時には、標準波高としての値をとると

$$\text{波高: } H_W = 1/20 \cdot \lambda$$

となり、先ほどの

$$\sqrt{L/\lambda} = 1.00 \quad \therefore \lambda = 1.00 \cdot L_{PP}$$

より

$$H_W = 1/20 \cdot 26.50 = 1.325 \text{ m}$$

$$\zeta_A = H_W / 2 = 0.66 \text{ m}$$

と波の振幅を推定することにする。これで、無次元表示のパラメータがすべて既知となったので先ほどの式より

$$M_V = 70 \text{ ton-m}$$

と求めることが出来る。

さて、この値はこれまで述べてきたように、波による変動分であるので、船体が静水中で受ける縦曲げモーメントの値と加え合せる必要がある。すなわち、静水中で受ける値を M_0 とすれば、

$$M_{WV} = M_0 + M_V$$

M_{WV} : 波浪中で船体を受ける縦曲げモーメントの最大値

となる。この漁船の場合は

$$M_0 = 90 \text{ ton-m}$$

$$M_{WV} = 90 + 70 = 160 \text{ ton-m}$$

となる。

以上をまとめると、この漁船の場合、船長とほぼ等しく、波高が $1/20\lambda$ 程度の波浪中で $F_n=0.35$ (約9KT) で向い波状態で航走した場合に、約160ton-mの縦曲げモーメントが船体中央部(Ⅹ)に生ずることになる。

Ⅹでの剪断力及びある規則波中で船体の各断面に生ずる縦曲げモーメントおよび剪断力も同様の方法で推定可能である。

このような簡易法を使って波浪中船体中央部(Ⅹ)に生ずる縦曲げモーメントを推定した結果といわゆるトロコイド波による静的な計算結果の比較を表3に示す。表中の(一)符号はサギングを示す。

この方法による計算値は、トロコイド波による静的計算値とほぼ同程度の値を示している。また速度が増すと船体運動に関連し増加する傾向にあり、中には静的計算値を越えるものもある。今後漁船の波浪中の縦強度を考える際にこの理論は十分に役立つものと思われる。しかし、ここで注意すべきことは、この理論は比較的緩やかな運動を前提としているため、衝激的に加わる流体力に基づく縦強度上あるいは局部強度は別途考慮せねばならない。

5. 結 言

ストリップ理論による計算結果と模型実験による各運動振幅の比較検討結果に基づき、数多くの漁船船型に対し同理論を適用し、漁船の耐航性能研究の基礎となる波

浪中の縦運動特性について考察した結果、次の事が明らかとなった。

① 角型船型に対する実験的検証は今後に残るものの通常の漁船船型の波浪中の運動をストリップ理論を使用して推定することは可能である。

② 不規則波浪中の各運動も波の情報を正確に得れば、この理論で求めた運動応答関数との線型重ね合せにより推定可能である。

③ 縦運動の各振幅は、本報告でとりあげた船型パラメータの中では、 C_{VP} および $LWL/\nabla^{1/3}$ と深い関連を示した。

④ 今後更にこの研究を発展させることにより、波浪中での運動性能も良好ないわゆる省エネルギー船型を開発できる見通しを得た。

⑤ 省エネルギー型漁船を開発するにあたっては、各断面の形状に留意し、極端なU型断面形状としないことが縦運動性能上望ましい。

⑥ 小型漁船に多くみられるいわゆる角型船型は、ヒープ及びピッチが小さいが上下加速度及び相対上下揺れが大きい漁船が存在するので、今後更に検討する必要がある。

⑦ 波浪中で船体に生ずる曲げモーメント及び剪断力は船速により大きく変化するので、漁船の測度法改正に伴い予想される船型・構造様式の変更に際しては、この点を十分考慮する必要がある。

以上、今後に残された問題も多くあるが、ここで述べた研究を基礎に、静水中及び波浪中いづれの諸性能も良好な漁船船型の開発が望まれる。

参 考 文 献

- 1) Yourkov N.: Vertical Motions of Ships with Different Form of Forebody, International Shipbuilding Progress, Vol. 20, No. 223, 1973
- 2) Swaan W. A. and G. Vossers: The Effect of the Forebody Section Shape on Ship Behaviour in Waves, I. S. P., Vol. 8, No. 83, 1961
- 3) Joosen W. P. A., R. Wahab and J. J. Woortman: Vertical Motions and Bending Moments in Regular Waves, I. S. P., Vol. 15, No. 161, 1968
- 4) Smith W. E.: Computation of Pitch and Heave Motions for Arbitrary Ship Forms, I. S. P., Vol. 14, No. 155, 1967
- 5) 山越康行・有路実・鈴木四郎: 漁船の波浪中の耐航性能について(第一報), 漁船研究技術報, 第28巻, 通巻第63号, 1975
- 6) 高橋 生・川島利兵衛: 漁船の船型, 状態に関する船体運動学的考察—I, 日本航海学会論文表, 第58号, pp 61~83, 1977
- 7) 土屋 孟・小林 務ほか: 燃油節減のための漁船の船型改良, 漁船研究技報, 第29巻, 通巻65号, 1976
- 8) 前田久明: 任意船型におよぼす波の強制力について, 日本造船学会論文集, 第126号, pp 55~93, 1969
- 9) 福田淳一: 規則波中の船の縦曲げモーメント, 日本造船学会論文集, 第110号, pp 241~252, 1961
- 10) 福田淳一: 規則波中の縦曲げモーメント(続) 日本造船学会論文集, 第111号, pp 204~252, 1962
- 11) 福田淳一・柴田 実ほか: 規則波中の高速艦艇に働く曲げモーメント, 日本造船学会論文集, 第112号, pp 101~112, 1962
- 12) 福田淳一: ストリップ理論とその応用, 日本造船学会誌, 第485号, pp 12~20, 1969

表1 計算対象漁船の主要目及び計算状態
Ship dimensions and particulars for calculation

	P 1 E	P 2	P 3	P 4	P 5 E	P 6 E	F 1	F 2	F 3
L_{PP} (m)	19.77	19.98	26.70	30.60	33.0	58.0	17.11	17.50	18.50
B (m)	5.14	5.00	5.80	7.00	7.50	11.85	3.90	4.38	4.50
D (m)	2.08	1.80	2.55	2.80	2.95	7.60	1.55	2.30	2.20
A (ton)	102.7	99.5	296.7	320.6	345.6	1296.7	30.8	23.864	79.3
d (m)	1.73	1.46	2.50	2.00	2.30	3.53	0.91	0.796	1.727
$Trim$ (m)	0.0	0.70	1.00	0.50	0.0	0.17	0.23	0.037	0.182
L_{WL} (m)	22.15	22.58	29.20	34.58	35.61	59.45	17.11	15.75	20.79
$L_{WL}/\nabla^{\frac{1}{3}}$	4.769	4.913	4.414	5.094	5.116	5.497	5.504	5.516	4.879
C_b	0.562	0.659	0.748	0.718	0.590	0.520	0.466	0.391	0.531
C_{bWL}	0.508	0.589	0.684	0.647	0.549	5.497	0.495	0.435	0.478
C_P	0.665	0.799	0.775	0.743	0.638	0.558	0.562	0.688	0.665
C_{FWL}	0.591	0.674	0.675	0.627	0.589	0.532	0.568	0.766	0.557
C_{VP}	0.618	0.662	0.747	0.713	0.724	0.740	0.628	0.579	0.596
C_m	0.845	0.825	0.964	0.967	0.924	0.933	0.830	0.565	0.798
C_{WWL}	0.824	0.890	0.915	0.906	0.757	0.688	0.809	0.750	0.804
$\nabla G/L_{PP}$	-0.053	-0.126	-0.061	-0.044	-0.039	-0.021	-0.068	-0.084	-0.090
K_{yy}/L_{PP}	0.275 0.300	0.275 0.300	0.300	0.300	0.265 0.300	0.261 0.300	0.246 0.300	0.253 0.300	0.276 0.300
備 考		$H-C$					$H-C$	$H-C$	

表 1-2

	F 4	F 5	F 6 E	F 7 E	C 1	C 2	C 3	C 4	C 5
L_{PP} (m)	20.50	21.0	57.0	72.20	8.484	8.96	10.03	10.41	14.60
B (m)	4.80	4.80	11.80	13.00	2.47	2.23	2.32	2.42	2.43
D (m)	2.30	2.30	5.35	8.40	0.79	0.865	0.93	1.04	0.60
d (ton)	36.8	36.9	1852.9	3132.7	9.23	6.33	6.92	8.02	5.85
d (m)	0.872	0.833	4.50	5.70	0.501	0.460	0.44	0.525	0.439
T_{rim} (m)	-0.333	0.096	0.17	0.0	0.332	0.440	0.399	0.570	0.623
L_{WL} (m)	20.50	19.95	60.70	77.62	10.100	9.61	10.03	9.89	15.42
$L_{WL}/\nabla^{\frac{1}{3}}$	6.214	6.042	4.983	5.349	4.855	5.238	5.307	4.982	8.629
C_b	0.418	0.401	0.597	0.571	0.833	0.602	0.631	0.566	0.375
C_{bWL}	0.418	0.451	0.561	0.532	0.721	0.587	0.631	0.622	0.347
C_P	0.699	0.774	0.652	0.638	0.964	0.679	0.745	0.721	0.454
C_{PWL}	0.698	0.768	0.581	0.593	0.646	0.627	0.745	0.564	0.563
C_{VP}	0.565	0.568	0.777	0.645	0.845	0.710	0.837	0.819	0.641
C_m	0.598	0.519	0.916	0.895	0.864	0.887	0.847	0.785	0.825
C_{WWL}	0.740	0.750	0.722	0.823	0.853	0.827	0.787	0.760	0.540
$\bowtie G/L_{PP}$	-0.032	-0.038	-0.052	-0.019	-0.208	-0.099	-0.106	-0.105	-0.043
K_{YY}/L_{PP}	0.211 0.300	0.244 0.300	0.300	0.300	0.300	0.300	0.300	0.300	0.278 0.300
備考	H-C	H-C		H-C	H-C	H-C	H-C	H-C	H-C

表 1-4

	TL 1	TL 2	TL 3	TT 1	TT 2	W 1	W 2	SD 1	FS 1
L_{PP} (m)	14.80	42.30	43.20	30.20	33.60	57.00	63.00	28.30	25.00
B (m)	3.75	8.20	8.60	6.30	7.30	9.70	10.20	6.10	6.80
D (m)	1.50	3.60	3.70	2.85	3.40	5.10	5.20	2.66	3.70
Δ (ton)	50.3	803.7	753.5	371.5	511.9	974.8	1140.2	251.5	201.5
d (m)	1.230	3.261	3.130	2.514	2.970	3.605	3.625	2.123	2.500
$Trim$ (m)	1.330	1.600	0.0	0.400	0.520	-0.110	0.050	0.674	0.0
L_{WL} (m)	16.82	45.0	46.81	33.40	36.20	57.00	63.00	29.69	25.00
$L_{WL}/\nabla^{\frac{1}{3}}$	4.594	4.880	5.187	4.685	4.563	5.796	6.080	4.742	4.299
C_b	0.697	0.692	0.632	0.758	0.721	0.477	0.478	0.670	0.459
C_{bWL}	0.633	0.652	0.583	0.685	0.636	0.477	0.478	0.638	0.462
C_P	0.798	0.720	0.685	0.793	0.729	0.590	0.583	0.699	0.600
C_{PWL}	0.605	0.654	0.619	0.688	0.667	0.590	0.583	0.653	0.580
C_{VP}	0.733	0.785	0.738	0.745	0.728	0.649	0.653	0.717	0.650
C_m	0.873	0.962	0.923	0.955	0.989	0.809	0.819	0.959	0.766
C_{WWL}	0.864	0.830	0.791	0.920	0.875	0.735	0.731	0.894	0.712
$\boxtimes G/L_{PP}$	-0.091	-0.053	-0.039	-0.051	-0.045	-0.024	-0.024	-0.032	-0.044
K_{YY}/L_{PP}	0.300	0.300	0.300	0.279 0.300	0.300	0.300	0.300	0.271 0.300	0.300
備 考	H-C								

表2 模型実験状況
 Particulers of each model experiment

	P 6 E		M 5 E		S J 5 E		T T 1	
	MODEL	SHIP	MODEL	SHIP	MODEL	SHIP	MODEL	SHIP
L_{PP} (m)	2.32	58.0	2.00	33.0	2.00	39.2	2.00	30.2
B (m)	0.474	11.85	0.455	7.50	0.398	7.80	0.417	6.30
D (m)	0.212	5.30	0.179	2.95	0.176	3.45	0.189	2.85
Δ (kg) (ton)	80.36	1287.	90.45	416.5	96.92	748.0	106.0	374.0
$d_{\boxtimes}$ (m)	0.146	3.64	0.156	2.56	0.180	3.52	0.166	2.51
Trim (m)	0.047	1.17	0.096	1.58	0.070	1.37	0.027	0.40
$\boxtimes G/L$	-0.02	-0.02	-0.072	-0.072	-0.048	-0.048	-0.051	-0.051
K_{YY}/L	0.261	0.261	0.256	0.256	0.232	0.232	0.279	0.279
縮 率	1/25.0		1/16.5		1/19.6		1/15.1	

(注) $\boxtimes G/L$ の符号(-)は $\boxtimes$ より後方を示す

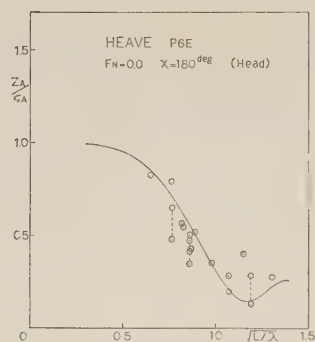


図1

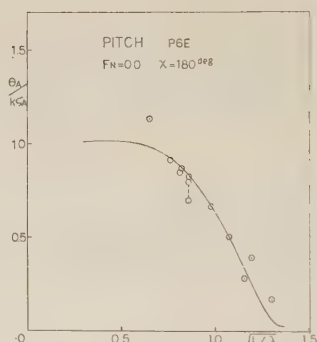


図2

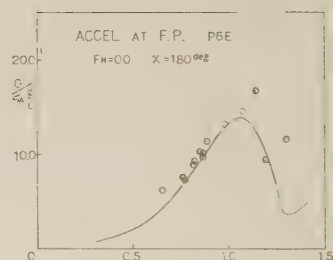


図3

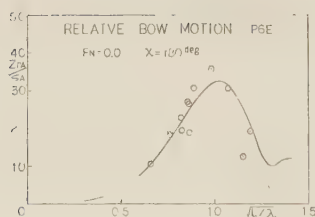


図4

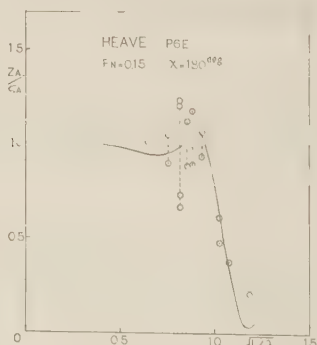


図5

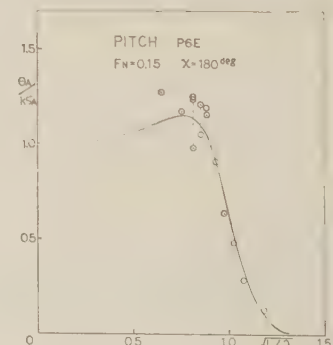


図6

図1～6 理論計算値と模型実験値の比較
 Comparison of calculation and model experiment

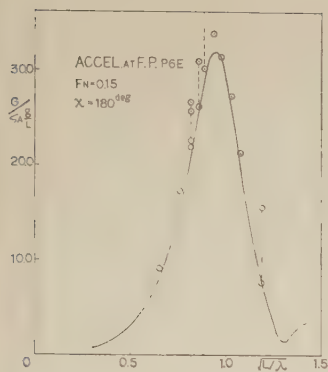


図7

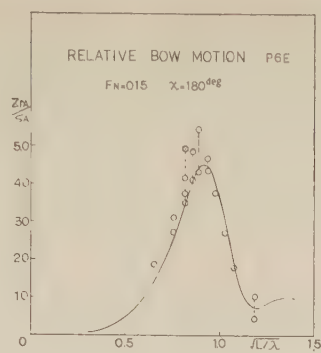


図8

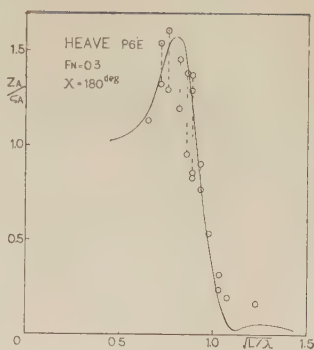


図9

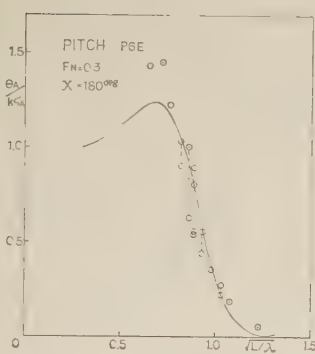


図10

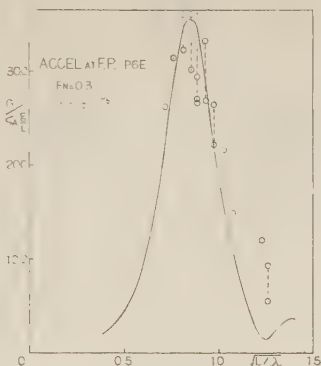


図11

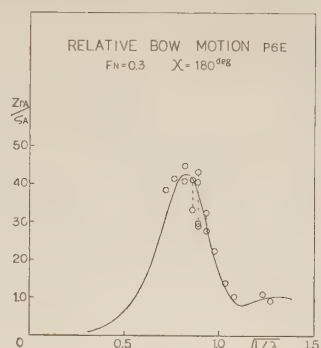


図12

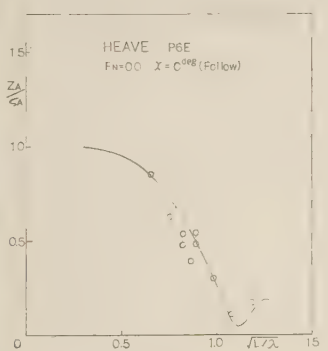


図13

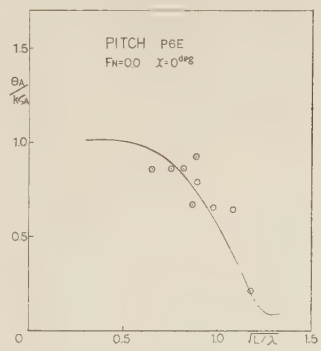


図14

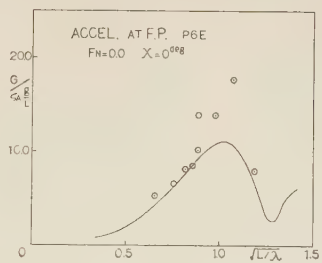


図15

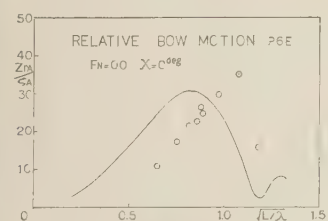


図16

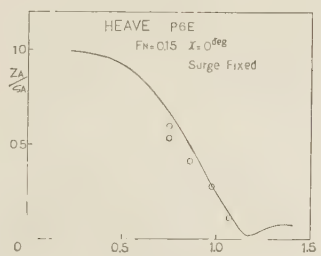


図17

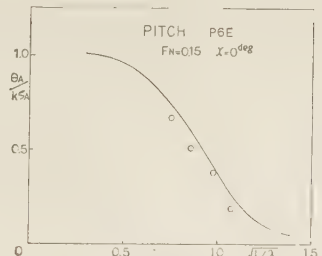


図18

図7～18 理論計算値と模型実験値の比較
Fig. 7～18 Comparison of calculation and model experiment

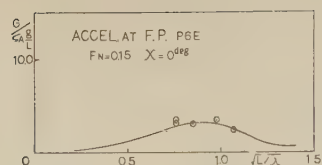


図19

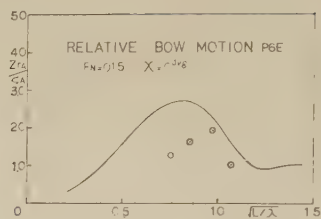


図20

図19～20 理論計算値と模型実験値の比較
Comparison of calculation and model experiment

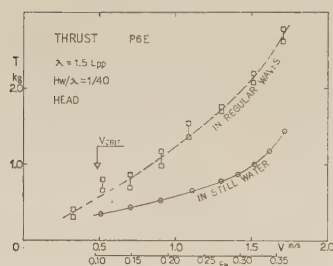


図21

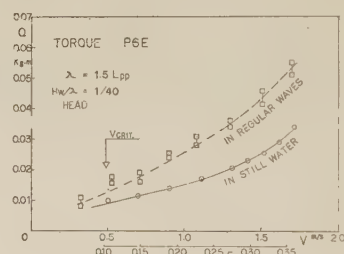


図22

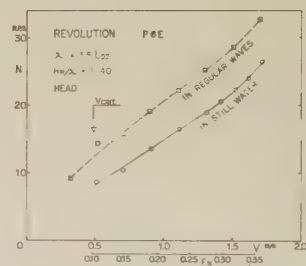


図23

図21～23 模型による静水中及び波浪中自航試験結果の比較
Comparison of self-propulsion model experiments in still water and regular waves

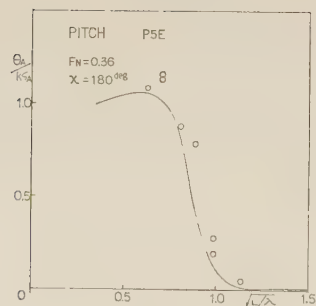


図24

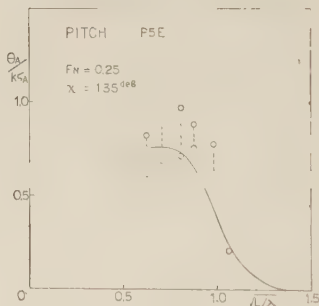


図25

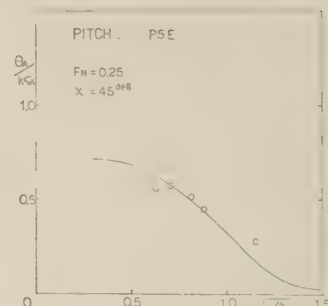


図26

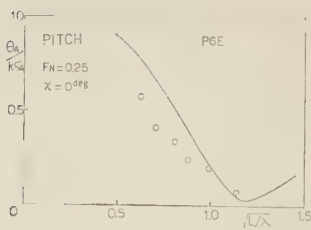


図27

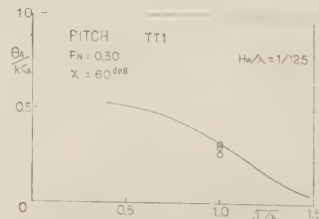


図28

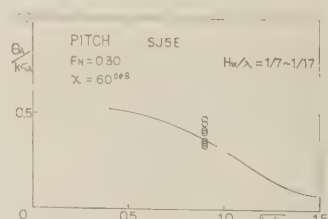


図29

図24～29 理論計算値と自由航走模型による実験値の比較
Comparison of calculation and free-running model experiment

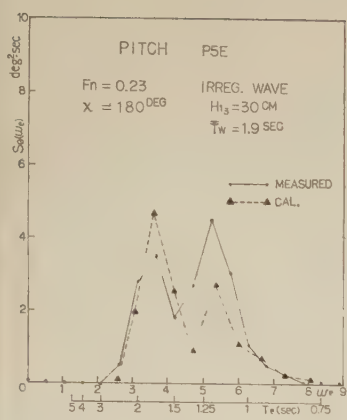


図31

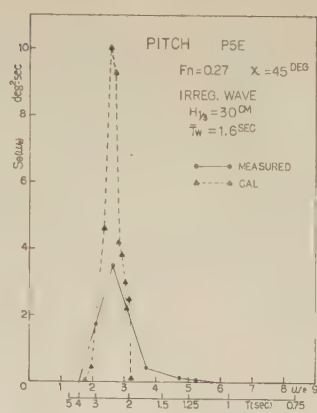


図32

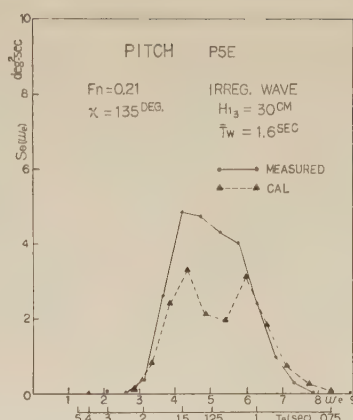


図33

図31～33 不規則波中における模型実験値と理論推定値との比較
Comparison of calculation and model experiment in irregular waves

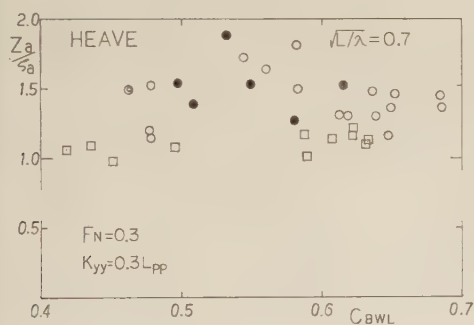


図34

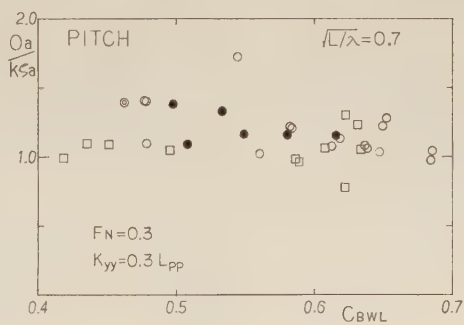


図35

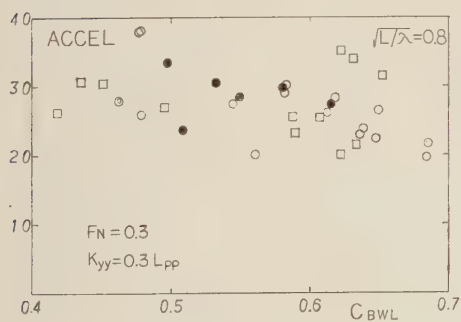


図36

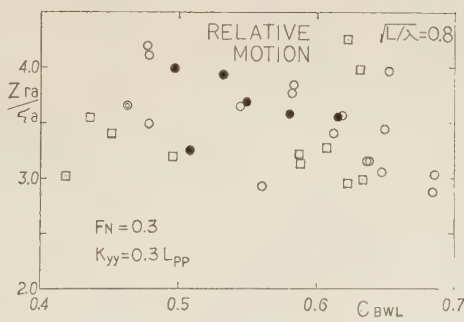


図37

図34～37 C_{BWL} に対する各運動振幅の変化 ($\chi=180^\circ$)
Amplitudes as a function of C_{BWL} ($\sqrt{L/\lambda}=0.7$, $\chi=180^\circ$)

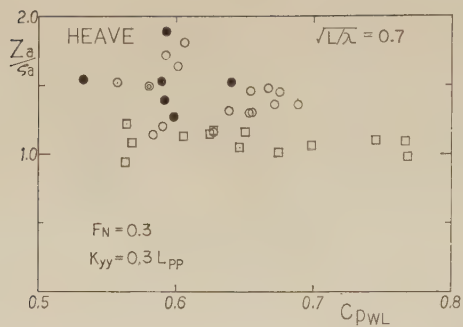


図38

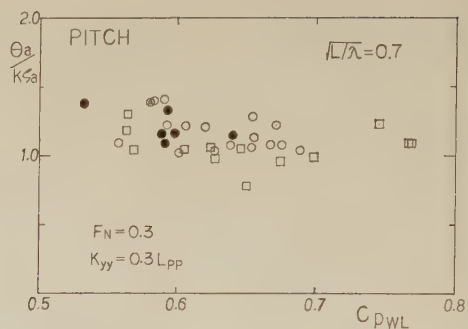


図39

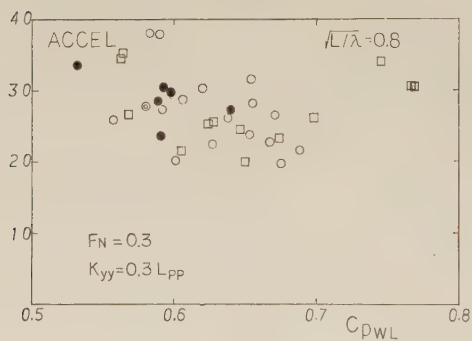


図40

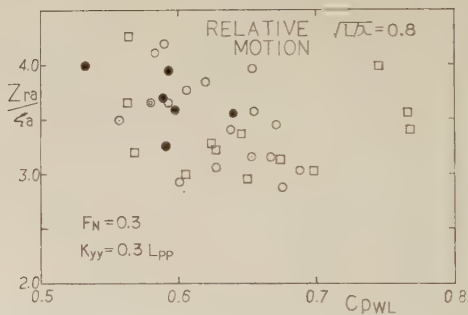


図41

図38~41 C_{PWL} に対する各運動振幅の変化 ($\chi = 180^\circ$)
 Amplitudes as a function of C_{PWL} ($\sqrt{L/\lambda} = 0.7$, $\chi = 180^\circ$)

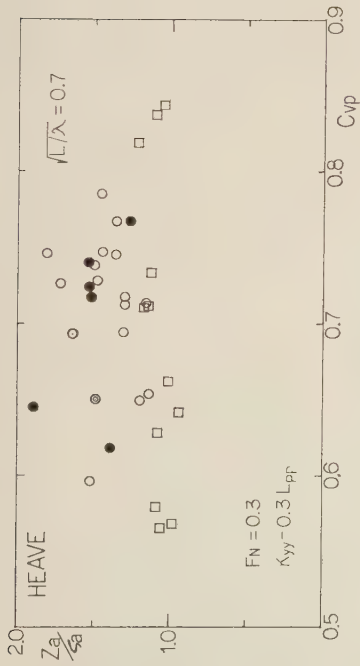


図42

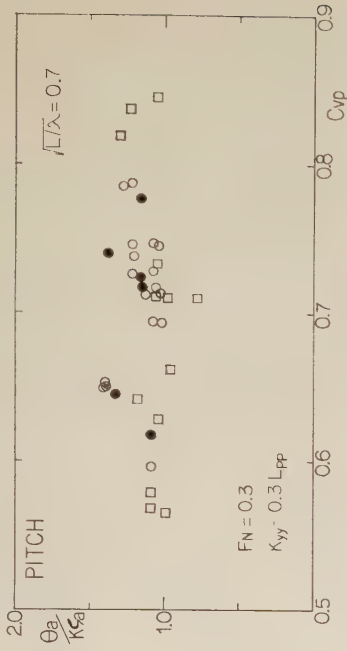


図43

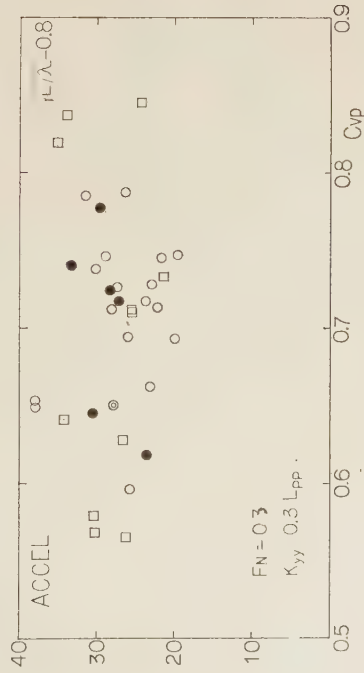


図44

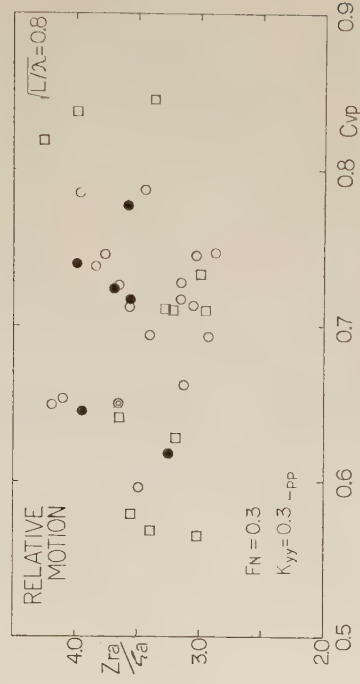


図45

図42～45 C_{VP} に対する各運動振幅の変化 ($\chi = 180^\circ$)
Amplitudes as a function of C_{VP} ($\sqrt{L}/\lambda = 0.8$, $\chi = 180^\circ$)

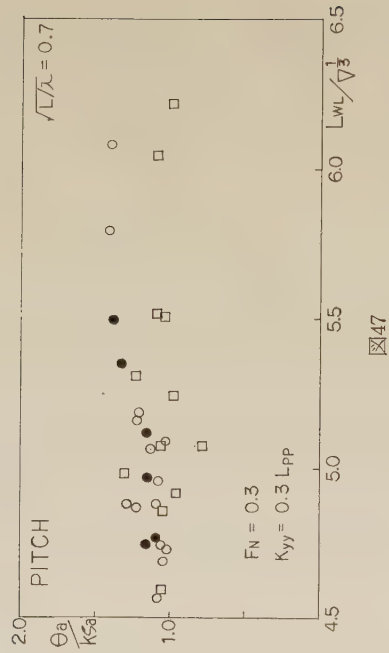


図46



図48

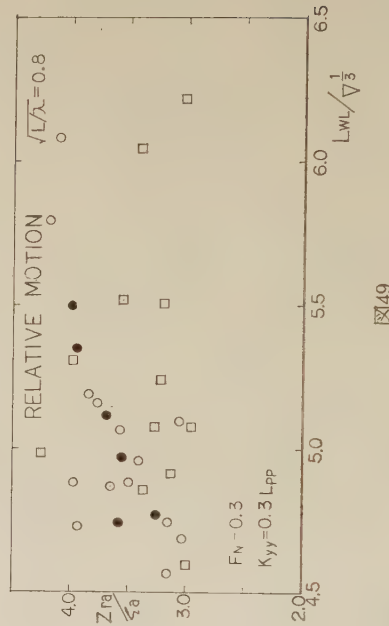


図49

図46~49 $LW/L/\Delta^{1/3}$ に対する各運動振幅の変化 ($\chi = 180^\circ$)
Amplitudes as a function of $LW/L/\Delta^{1/3}$ ($\sqrt{L/\lambda} = 0.8, \chi = 180^\circ$)

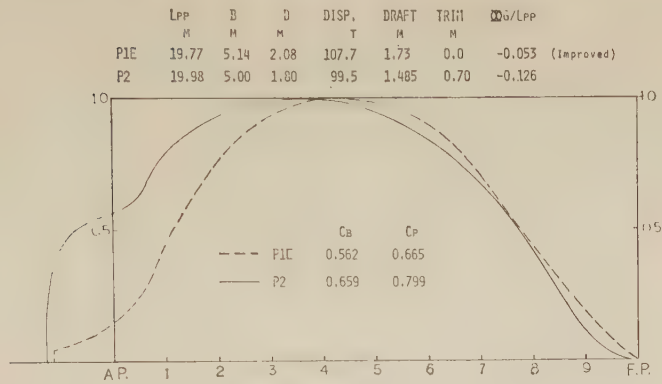


図50 省エネルギー型漁船と在来船の横切面積曲線の比較（P1E船型とP2船型）

Comparison of the sectional area curve between improved and traditional boat (P1E VS P2)

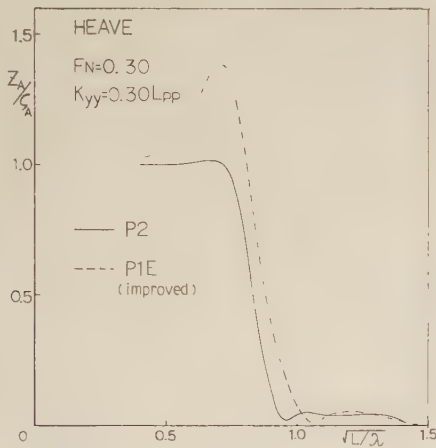


図51

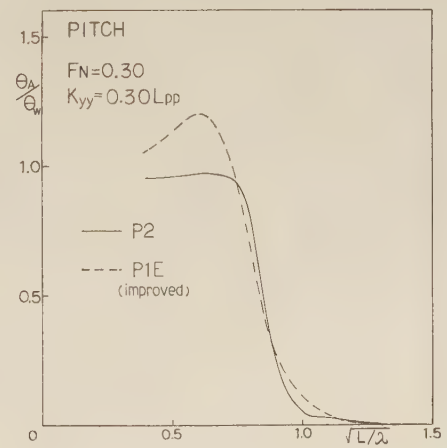


図52

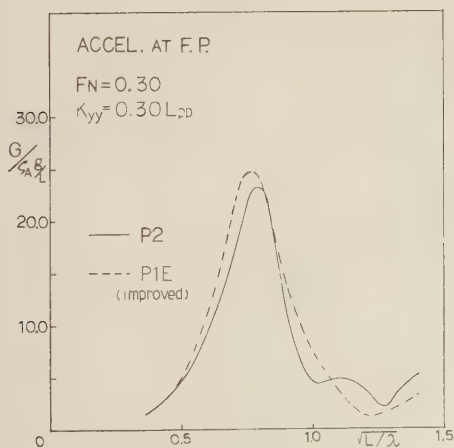


図53

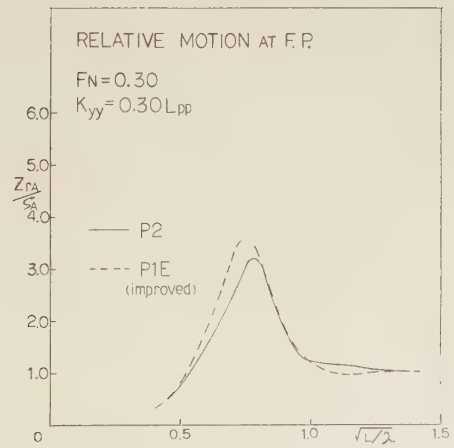


図54

図51～54 省エネルギー型漁船と在来船の各運動の比較（P1E船型とP2船型）

Comparison of each motion between improved and traditional boat (P1E VS P2)

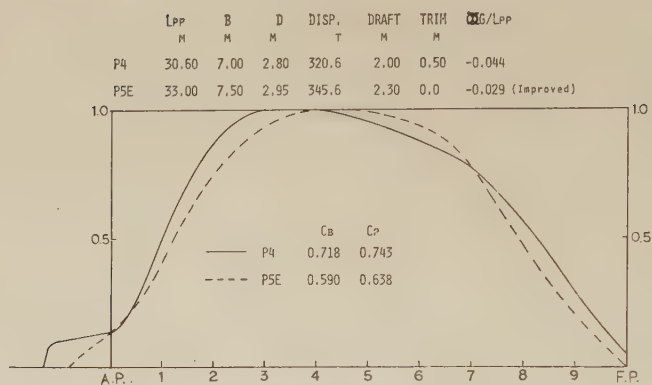


図55 省エネルギー型漁船と在来船の横切面積曲線の比較 (P4船型とP5E船型)

Comparison of the sectional area curve between improved and traditional boat (P4 VS P5E)

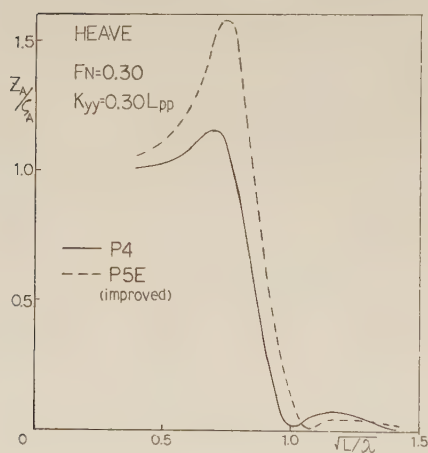


図56

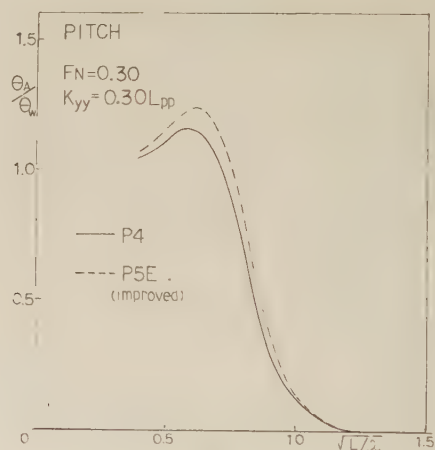


図57

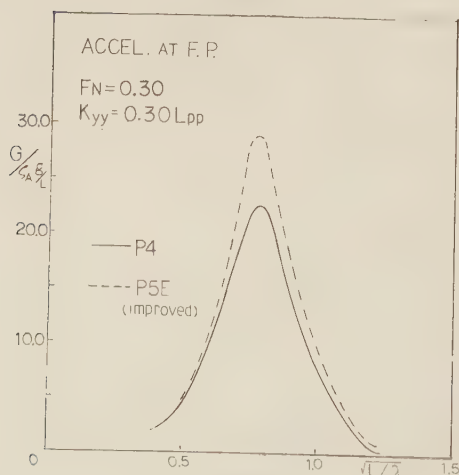


図58

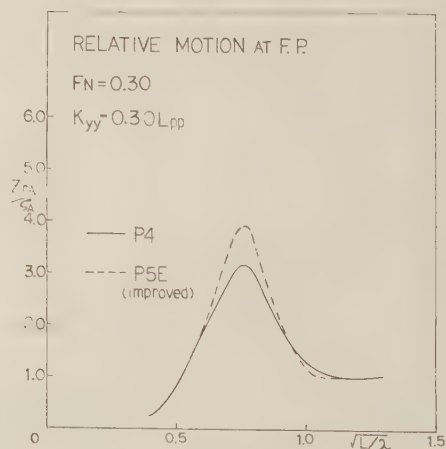


図59

図56～59 省エネルギー型漁船と在来船の各運動の比較 (P4船型とP5E船型)

Comparison of each motion between improved and traditional boat (P4 VS P5E)

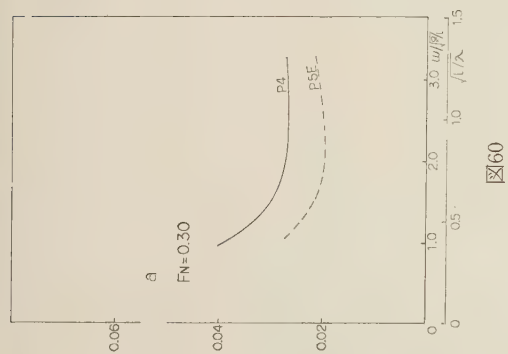


図60

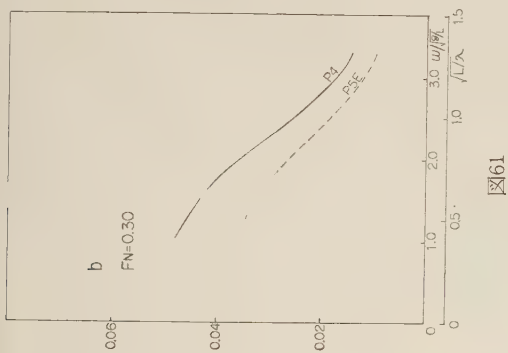


図61

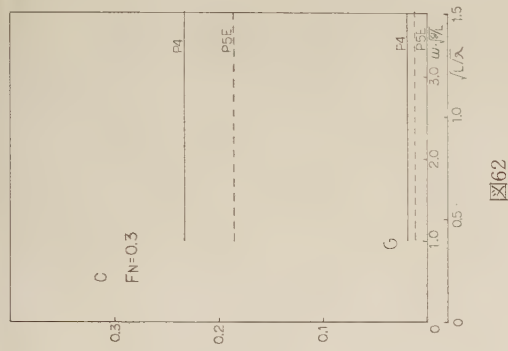


図62

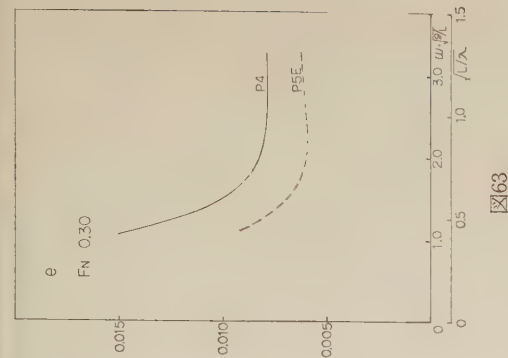


図63

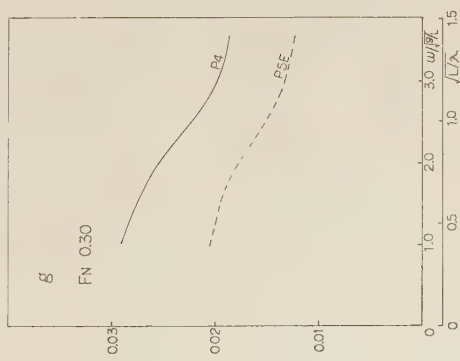


図64

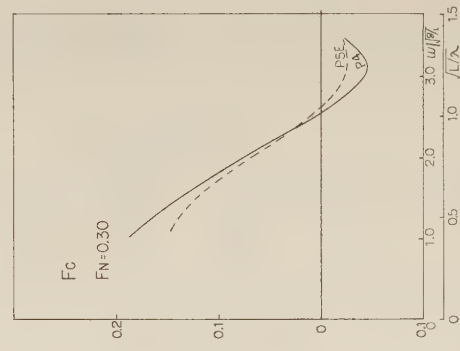


図65

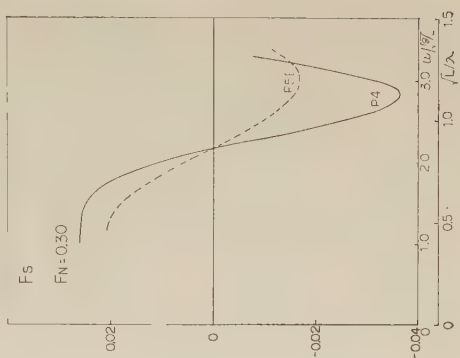


図66

図60～73 省エネルギー型漁船と在来船の運動方程式の各係数の比較
Comparison of each coefficient of equation between improved and traditional boat

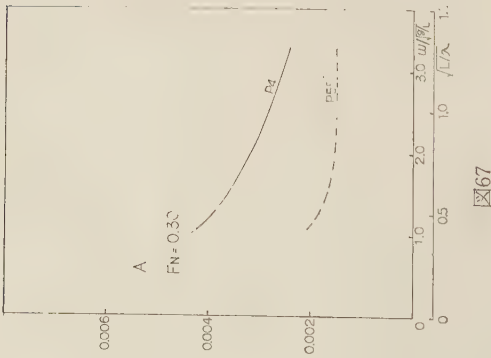


図67

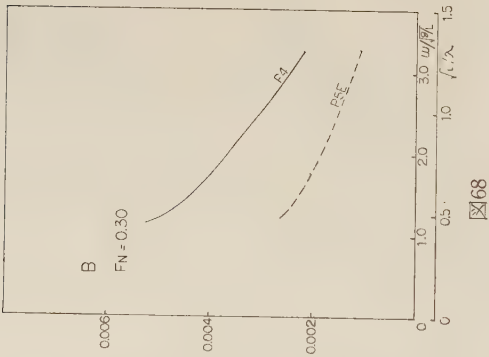


図68

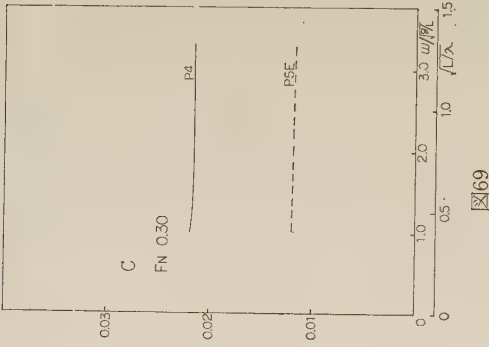


図69

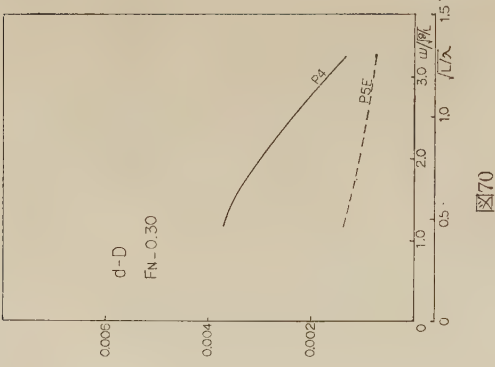


図70

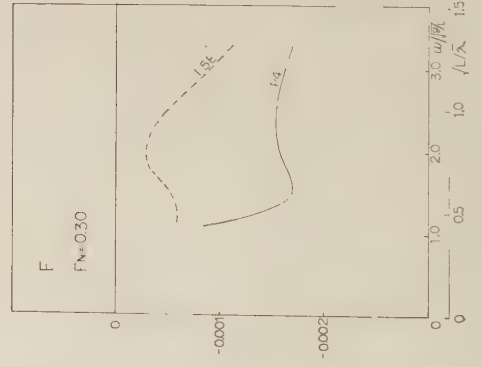


図71

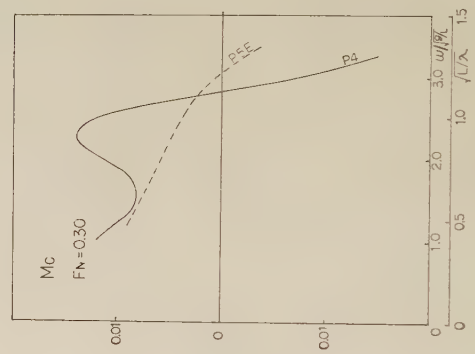


図72

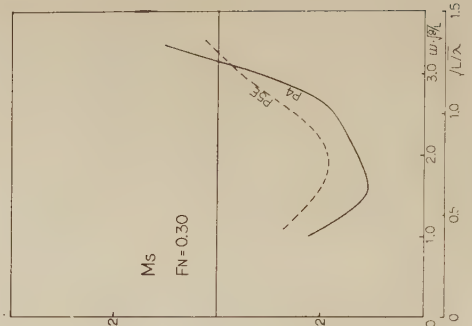


図73

図60~73 省エネルギー型漁船と在来船の運動方程式の各係数の比較
Comparison of each coefficient of equation between improved and traditional boat

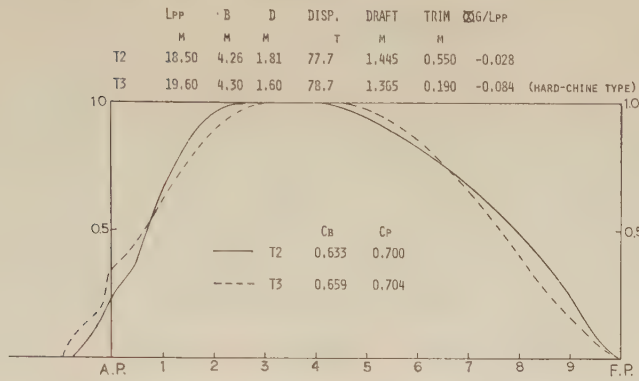


図74 角型船型と通常船型の横切面積曲線の比較

Comparison of the sectional area curve between hard-chine and usual boat

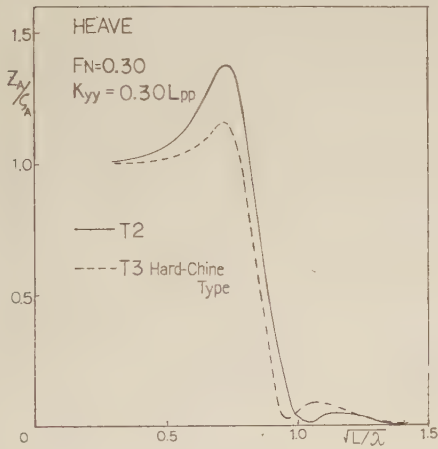


図75

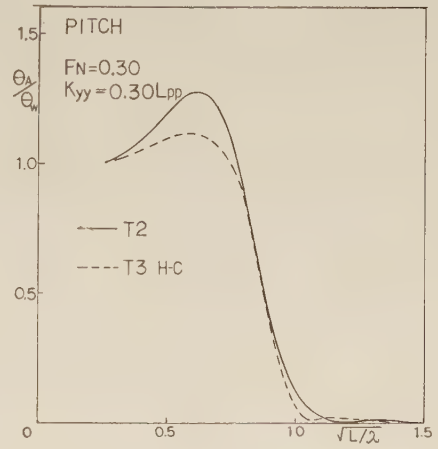


図76

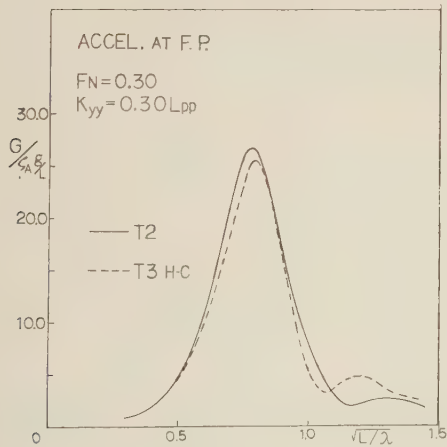


図77

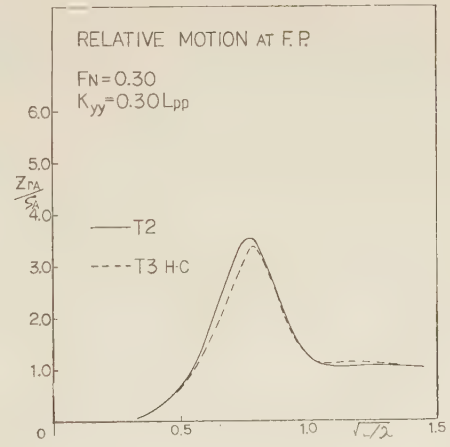


図78

図75～78 角型船型と通常船型の各運動の比較

Comparison of each motion between hard-chine and usual boat

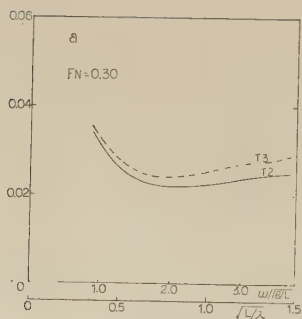


図79

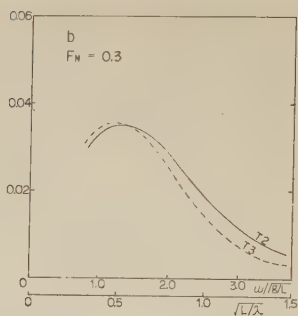


図80

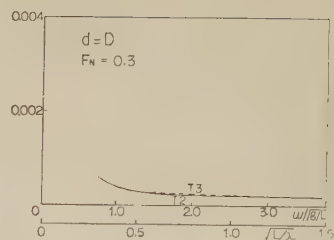


図81

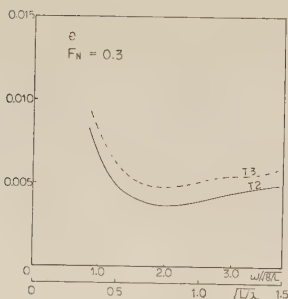


図82

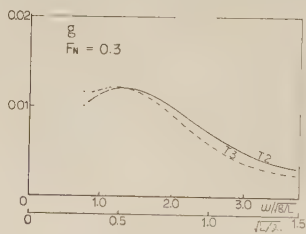


図83

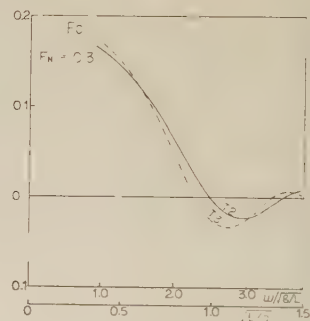


図84

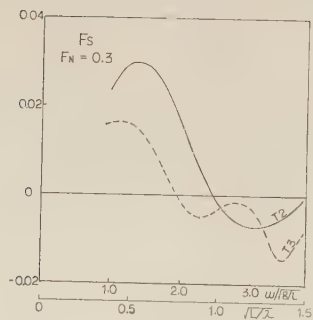


図85

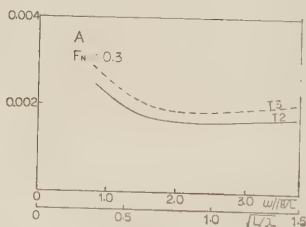


図86

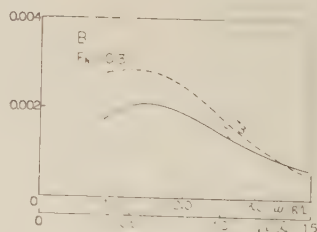


図87

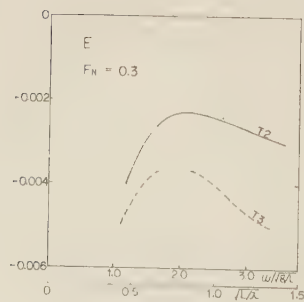


図88

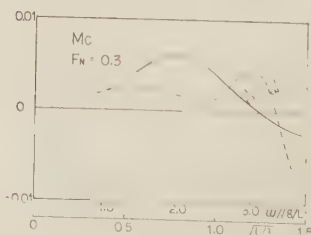


図89

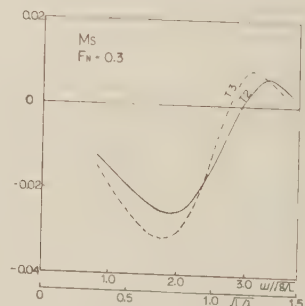


図90

図79~90 角型船型と通常船型の運動方程式の各係数の比較
Comparison of each coefficient of equation of motion between hard-chine and usual boat

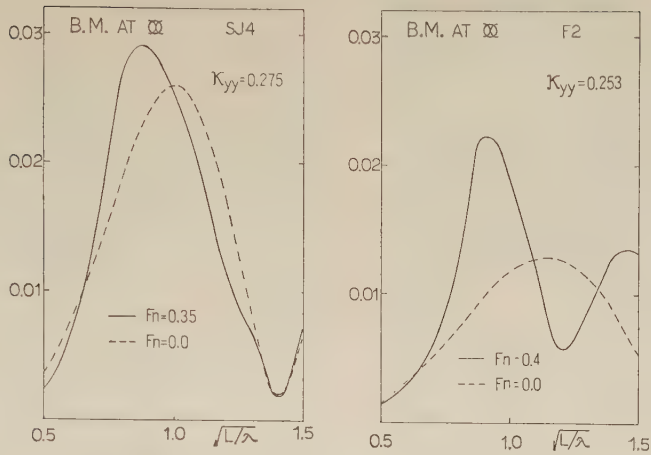


図91～92 波浪中で船体中央部に働く縦曲げモーメントの計算結果
Calculated vertical bending moment at midship section in waves

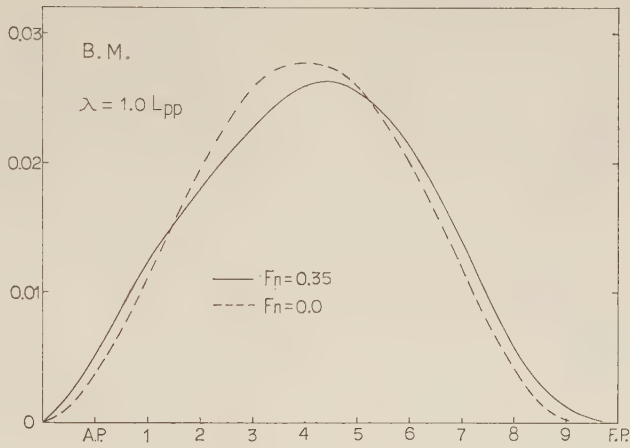


図93 $\lambda=1.0L_{PP}$ とした場合の波浪中で船体各部に働く縦曲げモーメントの計算結果
Calculated vertical bending moment for $\lambda=1.0L_{PP}$

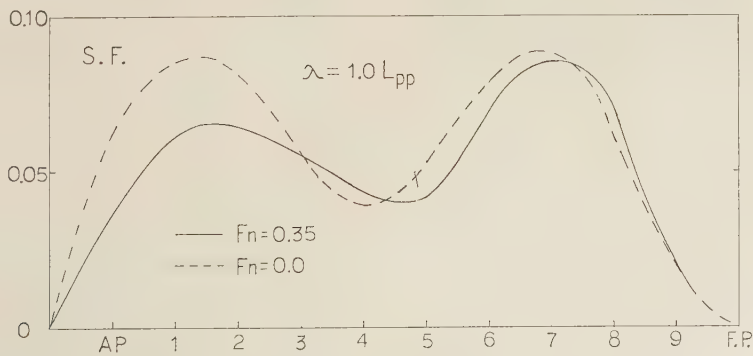
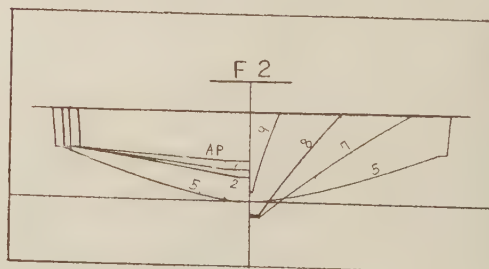
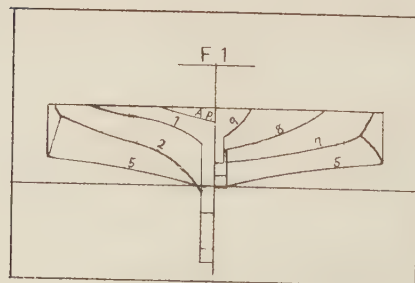
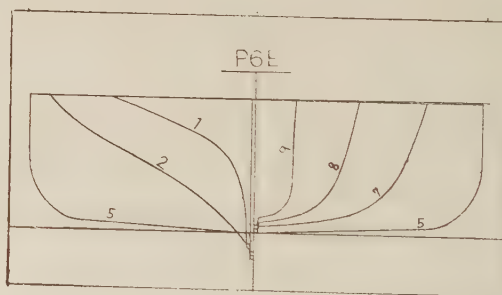
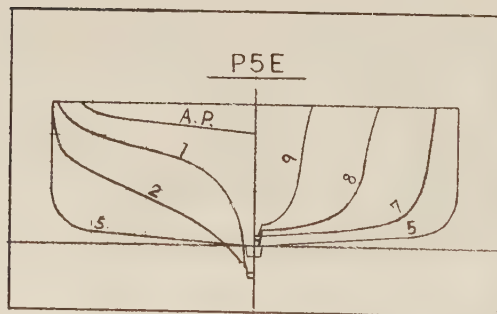
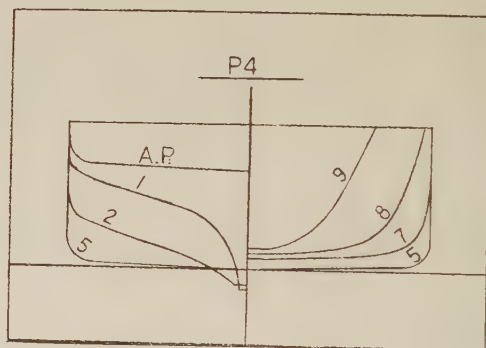
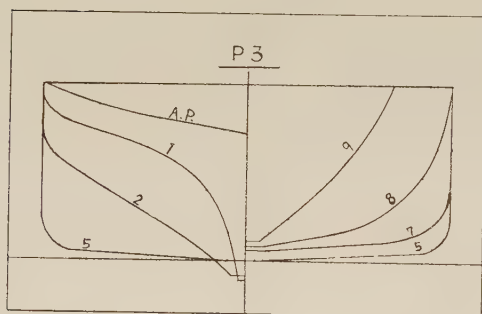
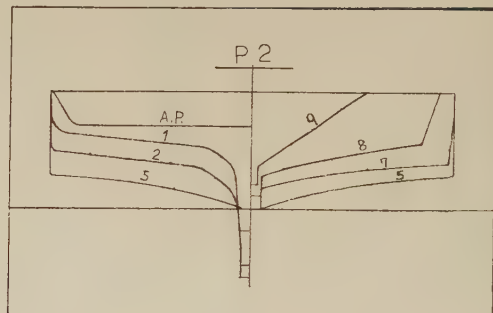
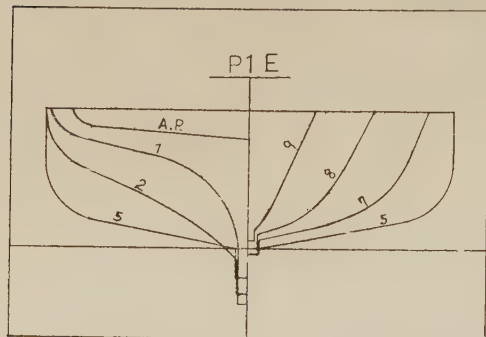
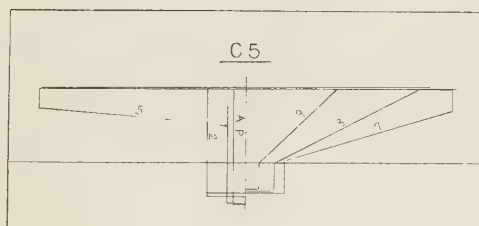
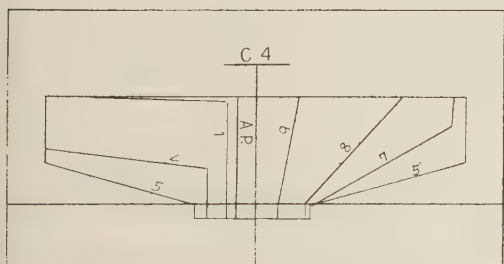
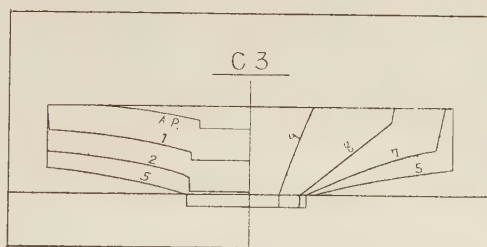
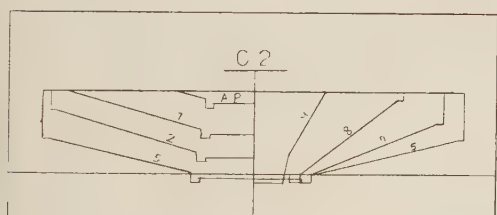
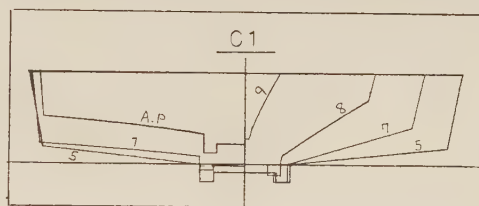
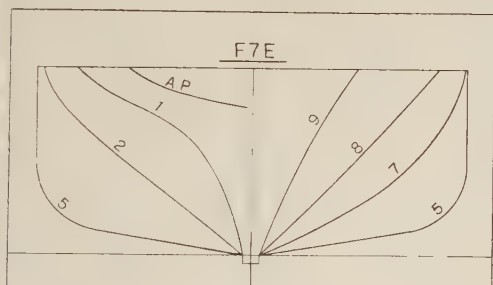
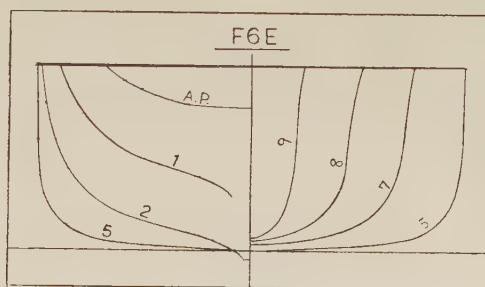
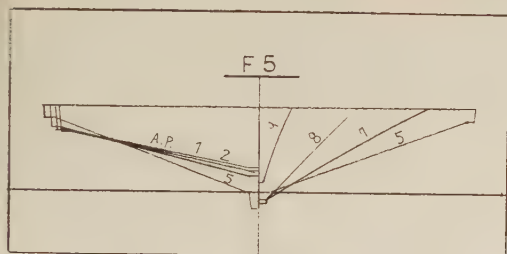
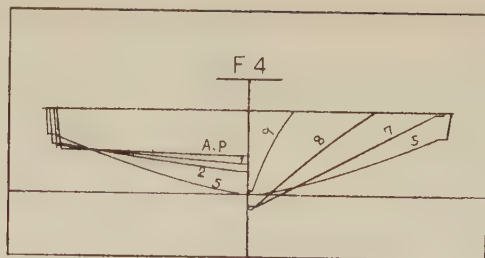
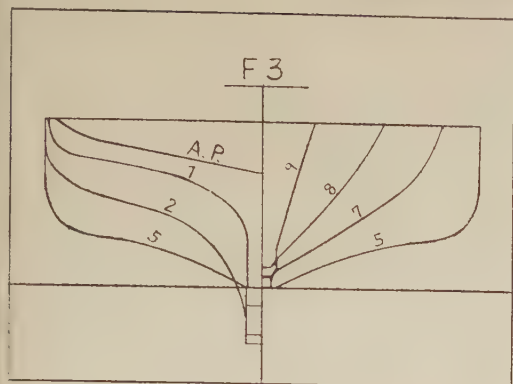
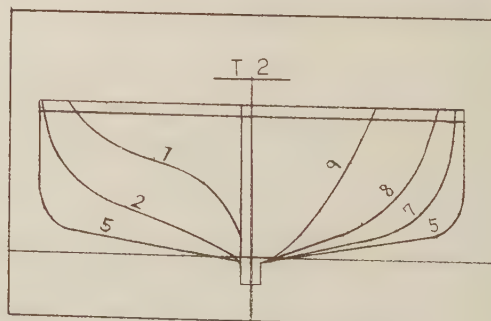
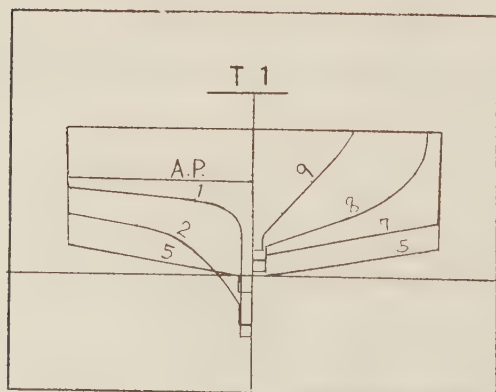
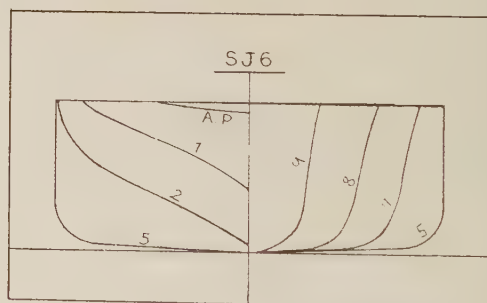
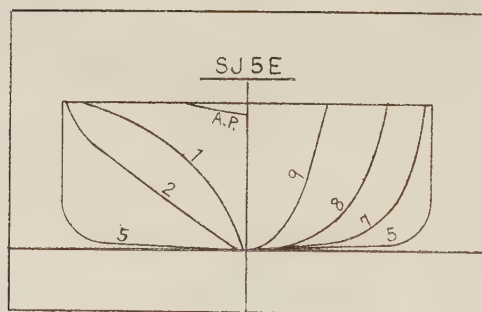
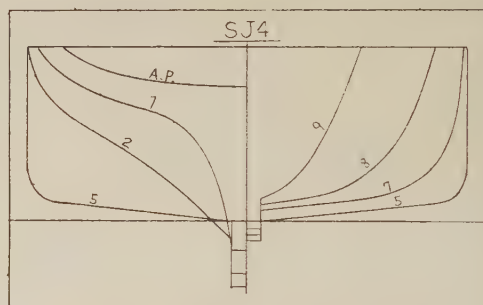
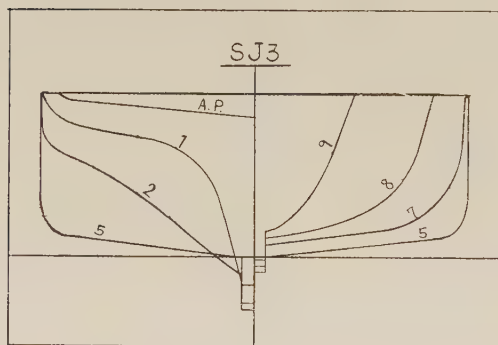
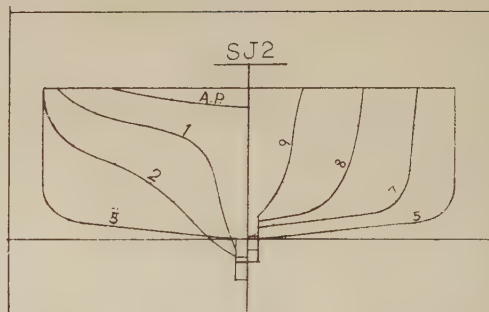
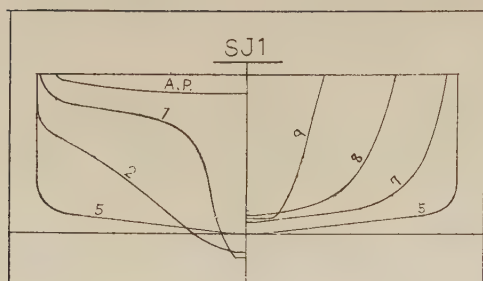


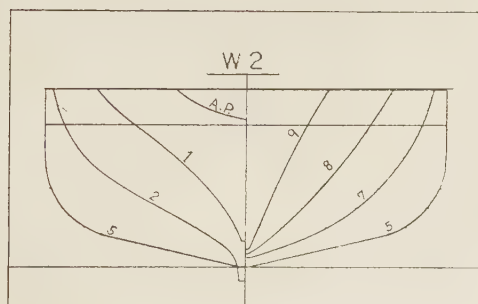
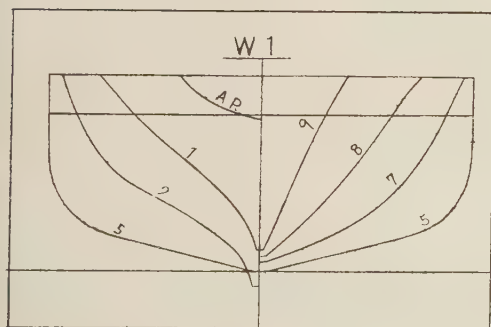
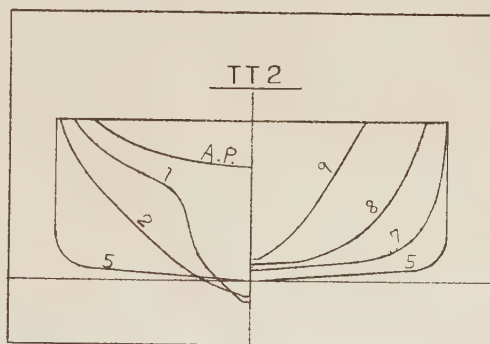
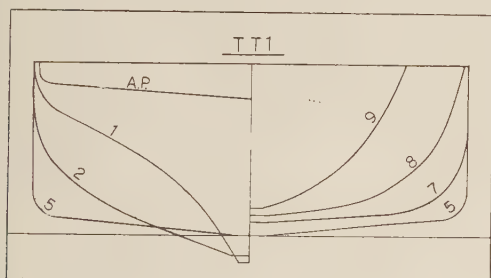
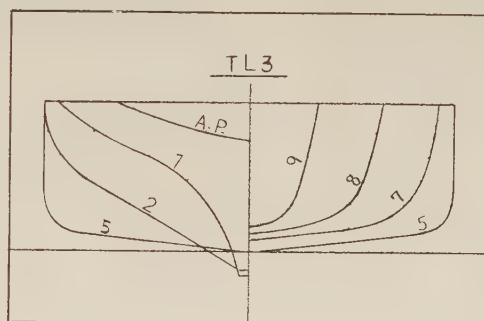
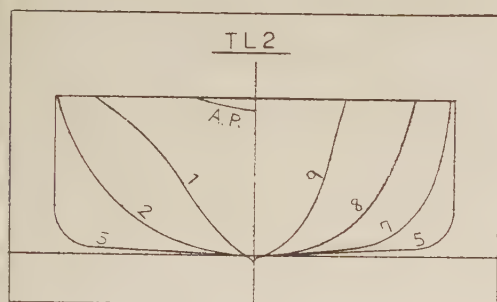
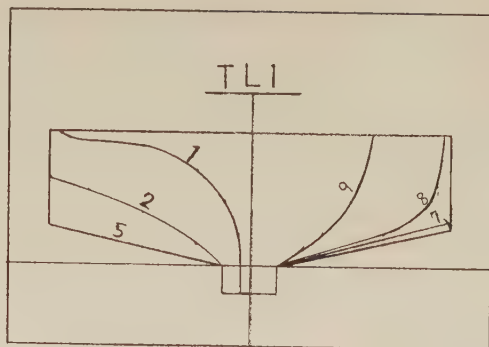
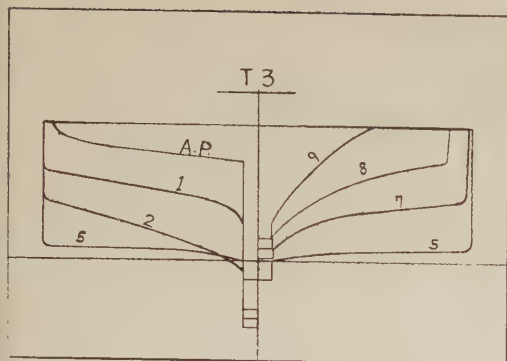
図94 $\lambda=1.0L_{PP}$ とした場合の波浪中で船体各部に働く剪断力の計算結果
Calculated vertical shearing force for $\lambda=1.0L_{PP}$

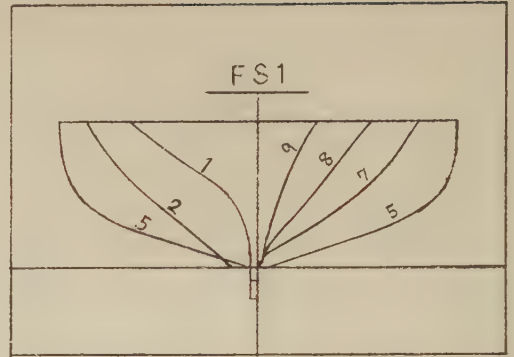
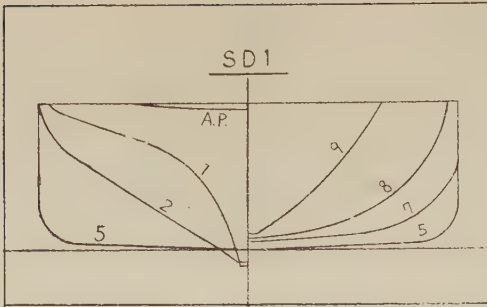
付録 I (Appendix I) 計算対象船の Body plan











付録Ⅱ (Appendix Ⅱ) 運動方程式の各係数の無次元化

縦運動方程式を

$$\begin{aligned} (m+a_1)\ddot{Z}_G+b_1\dot{Z}_G+c_1Z_G+d_1\ddot{\theta}+e_1\dot{\theta}+g_1\theta \\ =F_{S1}\cos\omega_e t-F_{S1}\sin\omega_e t \\ (J_\theta+A_1)\ddot{\theta}+B_1\dot{\theta}+C_1\theta+D_1\ddot{Z}_G+E_1\dot{Z}_G+G_1Z_G \\ =M_{c1}\cos\omega_e t-M_{s1}\sin\omega_e t \end{aligned}$$

とすると図60~73及び図79~90に示した各々の縦軸の値は次に示す無次元表示の値となっている。

$$\begin{aligned} a & ; \nabla/L^3+a_1/\rho L^3 & d & ; a_1/\rho L^4 \\ b & ; b_1/\rho g^{0.5}L^{2.5} & e & ; e_1/\rho g^{0.5}L^{3.5} \\ c & ; c_1/\rho gL^2 & g & ; g_1/\rho gL^3 \\ A & ; \nabla/L^3\cdot K_{Y^2}+A_1/\rho L^5 & D & ; D_1/\rho L^4 \\ B & ; B_1/\rho g^{0.5}L^{4.5} & E & ; E_1/\rho g^{0.5}L^{3.5} \\ C & ; C_1/\rho gL^4 & G & ; G_1/\rho gL^3 \\ F_c & ; F_{c1}/\rho g\zeta_1 L^2 & F_s & ; F_{s1}/\rho g\zeta_1 L^2 \\ M_c & ; M_{c1}/\rho g\zeta_1 L^3 & M_s & ; M_{s1}/\rho g\zeta_1 L^3 \end{aligned}$$

付録Ⅲ (Appendix Ⅲ) 波浪剪断力及び曲げモーメントの計算法

x_1 の断面に働く波浪剪断力は次の形で求められる。

$$F(x_1)=F_c\cos\omega_e t-F_s\sin\omega_e t=F_0\cos(\omega_e t+\gamma)$$

ただし、

F_0 : x_1 の断面に働く波浪剪断力の振幅

γ : midship の波隆起に対する x_1 の断面に働く波浪剪断力の位相

$$\begin{aligned} \begin{Bmatrix} F_s \\ F_c \end{Bmatrix} = F_0 \begin{Bmatrix} \cos\gamma \\ \sin\gamma \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} F_{1c}+F_{2c}+F_{3c}+F_{4c} \\ F_{1s}+F_{2s}+F_{3s}+F_{4s} \end{Bmatrix} \end{aligned}$$

とすると各項は次式で表わされる。

①重量に関する項

$$\begin{Bmatrix} F_{1c} \\ F_{1s} \end{Bmatrix} = P_w \begin{Bmatrix} z_c \\ z_s \end{Bmatrix} + Q_w \begin{Bmatrix} -\theta_c \\ -\theta_s \end{Bmatrix}$$

②上下揺れ及び縦揺れに基づく項

$$\begin{Bmatrix} F_{2c} \\ F_{2s} \end{Bmatrix} = P_1 \begin{Bmatrix} z_c \\ z_s \end{Bmatrix} + P_2 \begin{Bmatrix} x_s \\ -x_c \end{Bmatrix} + Q_1 \begin{Bmatrix} -\theta_c \\ -\theta_s \end{Bmatrix} + Q_2 \begin{Bmatrix} -\theta_s \\ \theta_c \end{Bmatrix}$$

③Froude-Kriloff force に基づく項

$$\begin{Bmatrix} F_{3c} \\ F_{3s} \end{Bmatrix} = \zeta_a \begin{Bmatrix} R_1 \\ R_1' \end{Bmatrix}$$

④Diffraction force に基づく項

$$\begin{Bmatrix} F_{4c} \\ F_{4s} \end{Bmatrix} = \zeta_a \begin{Bmatrix} R_2+R_3 \\ R_2'+R_3' \end{Bmatrix}$$

ただし

$$P_w = -\frac{\omega_e^2}{g} \int w dx, \quad Q_w = -\frac{\omega_e^2}{g} \int w(x-x_G) dx$$

$$P_1 = -\omega_e^2 \int \rho S_z dx + 2\rho g \int y w dx$$

$$P_2 = -\omega_e \int \rho N_z dx + \omega_e V \rho S_{zx1}$$

$$\begin{aligned} Q_1 = -\omega_e^2 \int \rho S_z(x-x_G) dx + 2\rho g \int y w(x-x_G) dx \\ + V^2 \rho S_{zx1} - V \int \rho N_z dx \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} Q_2 = -\omega_e \int \rho N_z(x-x_G) dx + \omega_e V \cdot \left\{ \int \rho S_z dx \right. \\ \left. + \rho S_{zx1}(x-x_G) \right\} \end{aligned}$$

$$\begin{Bmatrix} R_1 \\ R_1' \end{Bmatrix} = -2\rho g \int c_1 c_2 N_w \begin{Bmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{Bmatrix} dx$$

$$\begin{Bmatrix} R_2 \\ R_2' \end{Bmatrix} = -\omega \int c_1 c_2 \rho N_z \begin{Bmatrix} -\sin k^* x \\ \cos k^* x \end{Bmatrix} dx$$

$$\begin{Bmatrix} R_3 \\ R_3' \end{Bmatrix} = -\omega \omega_e \int c_1 c_2 \rho S_z \begin{Bmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{Bmatrix} dx$$

$$+ \omega V \rho S_{zx1} c_1 c_2 \begin{Bmatrix} -\sin k^* x \\ \cos k^* x \end{Bmatrix}$$

である。

また、 x_1 の断面に働く波浪曲げモーメントは次の形で求められる。

$$M(x_1) = M_c \cos \omega_e t - M_s \sin \omega_e t = M_0 \cos (\omega_e t + \delta)$$

ただし,

M_0 : x_1 の断面に働く波浪曲げモーメントの振幅

δ : midship の波隆起に対する x_1 の断面に働

く波浪曲げモーメントの位相

$$\begin{Bmatrix} M_c \\ M_s \end{Bmatrix} = M_0 \begin{Bmatrix} \cos \delta \\ \sin \delta \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} M_{1c} + M_{2c} + M_{3c} + M_{4c} \\ M_{1s} + M_{2s} + M_{3s} + M_{4s} \end{Bmatrix}$$

とすると各項は次式で表わされる。

①重量に関する項

$$\begin{Bmatrix} M_{1c} \\ M_{1s} \end{Bmatrix} = p_w \begin{Bmatrix} z_c \\ z_s \end{Bmatrix} + q_w \begin{Bmatrix} -\theta_c \\ -\theta_s \end{Bmatrix}$$

②上下揺れ及び縦揺れに基づく項

$$\begin{Bmatrix} M_{2c} \\ M_{2s} \end{Bmatrix} = p_1 \begin{Bmatrix} z_c \\ z_s \end{Bmatrix} + p_2 \begin{Bmatrix} z_s \\ -z_c \end{Bmatrix} + q_1 \begin{Bmatrix} -\theta_c \\ -\theta_s \end{Bmatrix} + q_2 \begin{Bmatrix} -\theta_s \\ \theta_c \end{Bmatrix}$$

③Froude-Kriloff force に基づく項

$$\begin{Bmatrix} M_{3c} \\ M_{3s} \end{Bmatrix} = \zeta_a \begin{Bmatrix} \gamma_1 \\ \gamma_1' \end{Bmatrix}$$

④Diffraction force に基づく項

$$\begin{Bmatrix} M_{4c} \\ M_{4s} \end{Bmatrix} = \zeta_a \begin{Bmatrix} \gamma_2 + \gamma_3 \\ \gamma_2' + \gamma_3' \end{Bmatrix}$$

ただし

$$p_w = \frac{\omega_e^2}{g} \int w(x-x_1) dx,$$

$$q_w = \frac{\omega_e^2}{g} \int w(x-x_G)(x-x_1) dx$$

$$p_1 = \omega_e^2 \int \rho S_z(x-x_1) dx - 2\rho g \int y_w(x-x_1) dx$$

$$p_2 = \omega_e \int \rho N_z(x-x_1) dx + \omega_e V \int \rho S_z dx$$

$$q_1 = \omega_e^2 \int \rho S_z(x-x_G)(x-x_1) dx$$

$$-2p_g \int y_w(x-x_G)(x-x_1) dx + V^2 \int \rho S_z dx$$

$$+ V \int \rho N_z(x-x_1) dx$$

$$q_2 = \omega_e \int \rho N_z(x-x_G)(x-x_1) dx$$

$$+ \omega_e V(x_1-x_G) \int \rho S_z dx$$

$$\gamma_1 \begin{Bmatrix} \\ \gamma_1' \end{Bmatrix} = 2\rho g \int c_1 c_2 y_w \begin{Bmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{Bmatrix} (x-x_1) dx$$

$$\gamma_2 \begin{Bmatrix} \\ \gamma_2' \end{Bmatrix} = \omega \int c_1 c_2 \rho N_z \begin{Bmatrix} -\sin k^* x \\ \cos k^* x \end{Bmatrix} (x-x_1) dx$$

$$\gamma_3 \begin{Bmatrix} \\ \gamma_3' \end{Bmatrix} = -\omega \omega_e \int c_1 c_2 \rho S_z \begin{Bmatrix} \cos k^* x \\ \sin k^* x \end{Bmatrix} (x-x_1) dx \\ + \omega V \int c_1 c_2 \rho S_z \begin{Bmatrix} -\sin k^* x \\ \cos k^* x \end{Bmatrix} dx$$

である。なお、各々の記号は次の事を意味する。

ρS_z : 断面付加質量

ρN_z : 断面減衰係数

z_c, z_s : ヒープの振幅の cosine 成分及び sine 成分

θ_c, θ_s : ピッチの振幅の cosine 成分及び sine 成分

ζ_a : 規則波の振幅

ω_e : 船と規則波の出会いの円周波数 $\omega_e = \omega + k^* V$

ω : 規則波の円周波数 $\omega = \sqrt{k g}$

$k^* = k \cos x$, $k = 2\pi/\lambda$

λ : 波長

χ : 船の波に対する出会う角 ($\chi=0^\circ$ を向い波とする。ただし、本文中では表示法の統一に従って向い波を 180° としている)

g : 重力加速度, V : 船の速度

x_G : 船の重心の x 座標 (midship からの距離)

y_w : 水線面の半幅

w : 単位長さの船の重量

$$c_1 = \frac{\sin(k y_w \sin \chi)}{k y_w \sin \chi}, \quad c_2 = \exp(-k d_m)$$

d_m : 各断面の面積/ $2y_w$

ρS_{zx_1} : x_1 の位置の断面付加質量

さらに、各種積分範囲は船の後端より x_1 までである。

また、 z_c, z_s, θ_c 及び θ_s は第一報で並べた縦運動方程式を解くことにより得られる。 w は、船の重量分布曲線が与えられれば求められる量であり、このようにして計算された縦曲げモーメントは、ホギングを正とする。

The Seakeeping Quality of Fishing Boats in Waves (Part II) —Vertical Motions of Fishing Boats in Waves—

By

Yasuyuki YAMAKOSHI and Shiro SUZUKI

Summary

The power of the main engine of fishing boats have been increased very much in recent years to speed up without improving their hull forms, causing economic crisis in fishing managements because of a rise in fuel oil prices. To better the situation, it is necessary to improve hull form for more economical fishing boats which require less fuel consumption.

The research for optimizing a ship form in still water has generally been successful because of the aim being clear, that is, the possible smallest engine power to obtain a required ship speed. The research for optimizing a ship form in waves, however, has many difficulties because of many parameters playing a significant role, for instance, conditions of a ship and a sea, course relative to the waves, ship speed and so on.

As the first step of the study to develop fishing boats having good seakeeping quality, the authors tried to estimate the vertical motions of 36 fishing boats in waves by using the so-called Ordinary Strip Method, and compared some of them with the model experiments.

One of the experiments was carried out in a towing tank under the head and following regular waves. The measured elements of the motions were heave, pitch, vertical bow acceleration and relative bow motion. The estimated motions coincided fairly well with the experiments made in each corresponding condition.

On the other hand, free-running model experiments were carried out for three of them in longitudinal regular and irregular waves on No. 1 Model Experiment Basin at Ship Research Institute which had an $80\text{m} \times 80\text{m} \times 4.5\text{m}$. In the experiments, the model were radio-controlled on the bow, beam and quatering waves, and only the pitch motion was measured with a gyroscope inside the model.

From the experiments in regular waves, the measured motion of the models having some encounter angles relative to the waves also coincided well with the estimated one by O. S.M.

The measured power spectra of the pitch in irregular waves were compared with the theoretical estimations, which were calculated by the superposition principle applied between the frequency response function of the model and the waves. The result shows the theoretical method could be useful to estimate the motions of fishing boats in irregular waves.

On the basis of the result, the authors tried to estimate theoretically the vertical motions of 36 fishing boats in waves under the Froude Number $F_n=0.30$ and the longitudinal radius

of gyration $K_{yy}=0.30$. The estimated motions were heave, pitch, vertical bow acceleration and relative bow motion. Their main particulars and dimensions are shown in Table 1 and their body plans are indicated in Appendix I. Fig. 34—Fig. 49 show the estimated motions of them in respect to each hull form parameter. Six fishing boats of them have less fuel consumption hull forms and are marked by [●] in the diagrams. It should be noted that such boats do not always oscillate greater than the traditional fishing boats.

Most of the small fishing boats in analysis had hard-chine hull forms and are marked [□] in the diagrams. It should be noted that the pitch and heave amplitudes of such type boats are lower than the other type ones, but the vertical bow motion and relative bow motion amplitudes are the same orders of the others.

If the weight distribution of a boat is given, the longitudinal bending moment and shearing force induced by the waves will be calculated theoretically by O.S.M. The calculated result is shown in Fig. 91—Fig. 94. It should be noted in the diagrams that the longitudinal bending moment acted on the midship section of the boats in waves much increase under higher Froude Number.

In conclusion, the authors describe that the theoretical estimation method is useful for the study on the seakeeping quality of fishing boats in waves and that less fuel consumption type fishing boats having good seakeeping quality will be developed in the near future based on the study described above.

潤滑油中の鉄分分析による漁船機関の摩耗度の推定

小 田 健 一*

目 次

1. ま え が き	117	3.5 実験室機関実験結果の検討	122
2. 鉄分分析	117	4. 小形漁船による実船実験	123
2.1 原子吸光分析の概要	117	4.1 実験船および機関	123
2.2 使用分析機器とその構成	118	4.2 実船実験方法	123
2.3 試料作成方法の検討	118	4.3 実船実験結果	124
2.4 潤滑油中の鉄分の増加過程	119	4.4 実船実験結果の検討	126
3. 実験室機関実験	120	5. ま と め	126
3.1 実験室機関実験方法	120	6. あとがき	127
3.2 鉄分増加率	120	参考文献	127
3.3 摩耗の測定	120	Summary	128
3.4 鉄分増加率と各部摩耗率の関係	120		

1. ま え が き

内燃機関の潤滑油の分析を行ない一般性状を見ることができ、機関の滑動部の状態の良否をある程度判断することができる。機関の各構成部品の摩耗により生じる金属元素は、一部は排気ガス等により外部へ運び去られるが、トランクピストン型の機関では大部分が潤滑油中に混入し、その中に蓄積されていくものと考えられる。この金属元素を定量して機関滑動部の異常を検知し、その保守に役立たせようとする試みがなされてきた^{1), 2)}。

油中の微少金属分の定量方法としては、化学反応による容量分析や重量分析方法と、発光分光分析、炎光分光分析、吸光分光分析などの機器を用いる物理的な方法があり、現在では後者が主力となっている。この中で原子吸光分析は、1955年に A. Walsh によって提案されて以来、他の発光分析、炎光分析にくらべ感度および精度が良いことから金属分析の主力の一つとなっており、1970年に JIS K 0121 に原子吸光分析通則として制定されている。

原子吸光分析の石油製品への応用も検討を重ねられ^{4), 5)}、現在では油中の金属分析による機械の故障予知^{6), 7)}や、定期的な潤滑油採取分析結果の機関保守への応用^{7), 8), 9)}が一部で実用化されている。

一方、筆者は以前に小形漁船において機関の耐久性試験を行なったが、シリンダライナとピストンリングあるいはクラクン軸と軸受メタルのような滑動部の摩耗調査には、機関の分解計測を伴うため、多大の労力、費用と時間を要するにもかかわらず、現場での測定は精度的に必ずしも満足できるものではなかった。これらの摩耗測定を油中の摩耗金属粉の分析にて置き換えることが可能になれば、実船実験が容易に行なうことができ、その結果を広く応用することが可能となるものと思われる。

ここでは、小形漁船機関の潤滑油中の鉄分の変化を鉄分増加率に置き換え、これと機関のシリンダライナやピストンリングの摩耗率との関係を調査した結果を報告するものである。

なお、本研究を行なうに当り、東京漁業技研代表取締役草間喜代松氏から終始御指導を賜わった。また原子吸光分析は、全漁連油質研究所長富越皓祐氏に全面的にお願いした。ここに記して謝意を表する。

2. 鉄 分 分 析

2.1 原子吸光分析の概要¹⁰⁾

原子吸光分析は、試料を適当な方法により解離して原子蒸気化し、生じた基底状態の原子が、この原子蒸気層を通過する特有波長の光を吸収する現象を利用して、光

* 漁船工学部

電測光などにより個々の特有波長についての吸光度を測定し、試料中の元素濃度を定量する方法である。

この際、原子による光の吸収の度合と原子蒸気密度との間には、つぎの関係がある。

振動数 ν 、強度 I_0 の光源からの放射が長さ l (cm) の原子蒸気層を透過し、原子により吸収をうけてその強度が I_ν になったとすると、

$$I_\nu = I_0 e^{-K_\nu l} \quad \dots\dots\dots (1)$$

ただし、 K_ν は比例定数で、振動数 ν における吸収率とよばれ、 ν によって異なった値をもつ。

また、 K_ν に関する積分吸収率 $\int K_\nu d\nu$ の値は、次式で表わされる。

$$\int K_\nu d\nu = \frac{\pi e^2}{mC} N f \quad \dots\dots\dots (2)$$

ここに e : 電子の電気量、 m : 電子の質量、 C : 光速、 N : ν から $\nu + d\nu$ の範囲で吸収にあずかる 1 cm^3 当りの原子の数すなわち原子密度、 f : 振動数強度である。

(2)式から積分吸収率は、基底状態にある原子の数 N (原子密度) に比例することがわかる。試料の原子化手段として、ふつうに用いられるフレーム中における原子密度を N とすると(2)式は

$$\int K_\nu d\nu = \frac{\pi e^2}{mC} N f \quad \dots\dots\dots (3)$$

となり、積分吸収率とフレーム中の原子密度 N とは比例する。

原子吸光分析では、光源として原子吸光スペクトルよりも、線幅の狭い輝線スペクトルを使用して積分吸収率を求めるかわりに、原子吸光スペクトル線の中央における吸収率 $K_{\max}$ を測定して N を求めるのがふつうである。試料中における目的元素の濃度 c と原子蒸気密度 N とは、分析条件さえ一定であれば比例関係が成立するので、 N がわかれば試料中における目的元素の濃度 c を決定することができる。

原子吸光分析法において、測定される吸収の度合はふつう吸光度または透過パーセントで表わし、それぞれ、(4)、(5)式で定義される。

$$\text{吸光度} \quad A = \log_{10}(I_0/I_\nu) \quad \dots\dots\dots (4)$$

$$\text{透過パーセント} \quad T(\%) = (I_\nu/I_0) \times 100 \quad \dots\dots\dots (5)$$

また(1)式を吸光度で表わすと、

$$A = 0.4343 K_\nu l \quad \dots\dots\dots (6)$$

であるから、積分吸収率を測定するかわりに $K_{\max}$ を測定するときは、

$$A = K_{\max} l \quad \dots\dots\dots (7)$$

これによって吸光度 A を測定することにより $K_{\max}$ を求めることができる。 $K_{\max}$ を試料中における目的原子

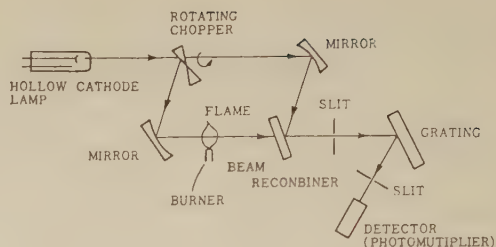


図1 原子吸光分析装置の構成
Atomic absorption spectro photometer

の濃度 c で割ったものは原子吸光率 E_{AA} に対応し、(7)式は、

$$A = E_{AA} cl \quad \dots\dots\dots (8)$$

で表わされる。原子吸光率は目的原子に固有の定数であるから、 l が決められているときを A 測定して c を求めることができる。分析操作としては、あらかじめ既知濃度の標準試料溶液について測定し、濃度対吸光度のグラフすなわち検量線を作成しておく。つぎに未知濃度の試料につき測定して吸光度を求め、検量線から試料濃度を読みとる。

2.2 使用分析機器とその構成

使用分析機器は、HITACHI 207 ATOMIC ABSORPTION SPECTOR PHOTOMETER で、その構成は図1のように光源部、試料原子化部、波長選択部、測光部から成る。

光源は、原子吸光スペクトル線より狭い線幅をもつ高輝度の輝線スペクトルを放射する中空陰極ランプで、ここでは鉄の吸収波長 $248.4 \text{ \AA}$ のものを用いた。

試料原子化部は、溶液状態にした試料をフレーム中に噴霧する部分であり、ここでは可燃性ガスにアセチレンを、支燃性ガスには空気を用いた。

波長選択部は、光源ランプから放射される輝線スペクトルの中から必要な分析線だけを選び出す部分であり、測光部は原子化された試料によって吸収された光の吸収強度を測定する部分である。

2.3 試料作成方法の検討

2.3.1 試料の前処理

潤滑油中に混入している金属は固体である場合が多く、粒子が大きいと直接原子吸光分析装置にかけても、フレーム中で十分に原子蒸気化することができず、正確な測定を行なうことができない¹¹⁾。そこで灰化抽出法を用いて試料を一旦水溶液とする。ASTM D 810 (現在

は廃止)に試料油の湿式灰化法と乾式灰化法が規定されていたので、これにならって試料油の前処理について検討した。

2.3.2 湿式灰化法

ビーカーに試料 2g を 0.1mg まで正確に採取し、これに濃硫酸 10 cm³ と濃硝酸 1~2 cm³ を加える。これを濃白煙の生じるまで加熱してからわずかにさまし、再び濃硝酸 1~2 cm³ を加えて濃白煙の生じるまで加熱する。溶液が淡色になるまで、この硝酸処理をくり返す。これをほぼ室温まで放冷してから、ビーカー内容物に渦をつくりながら過酸化水素水 1~2 滴を滴下して白煙の生じるまで加熱する。必要に応じてこの操作をくり返し、有機物を完全に除去して湿式灰化法による測定用試料を得る。

2.3.3 乾式灰化法

磁製蒸発皿に試料 10g を正確に採取し、ろつぽで焼いて炭化させる。さらに電気炉で焼いて炭素を完全に燃やす。これに濃塩酸 5 cm³ を加え、温度をあまり上げずに可溶物が完全に溶解するまで濃縮する。白色または無色の不溶物は捨て、暗色の不溶残留物がある場合には溶液をろ紙でこし、残留物を乾燥してもとの蒸発皿で燃やし、その灰に濃塩酸 5 cm³ を加えて濃縮する。このとき、不溶の残留物は色に関係なく捨てる。このようにして得られた両方の酸性溶液を合わせて、乾式灰化法による測定用試料を得る。

2.3.4 前処理方法の検討

前処理方法について検討するため、市販の潤滑油に酸化第二鉄を混合したものから、湿式および乾式灰化法によりそれぞれ 5 点ずつ測定用試料を作成し、原子吸光分析により鉄分含有率を求めた。結果を表 1 に示す。

要因を試料の前処理方法にとり、鉄分測定結果について一元配置で分散分析を行なった。結果を表 2 に示す。

鉄分測定結果において、前処理方法の違いによる有意差は認められなかった。従って測定値の平均と 95% 信頼限界は、510.7±7.4 ppm となった。

一方、酸化第二鉄の配合量から計算で求めた鉄分含有率は 526.0 ppm であり、測定値はこれの 97.1% とほぼ満足できる値であった。

前処理方法は、今後は湿式灰化法に統一することとした。

2.4 潤滑油中の鉄分の増加過程

2.4.1 潤滑油中の鉄分の平衡式

潤滑油中の鉄分は、機関を運転することにより、シリンドライナやピストンリング等の滑動部の摩耗粉が潤滑

表 1 試料前処理方法の検討

Ashes methods of sample oil

試料前処理方法 Ashes methods of sample oil	湿式灰化法 Wet ashes method	乾式灰化法 Dry ashes method
鉄分含有率(ppm)	507.6	499.3
Rate of	523.1	512.9
Ferroparticle	509.7	522.2
	508.4	494.9
	525.8	503.0

表 2 前処理法の違いによる鉄分含有率の分散分析
Results of analysis of variance in ashes
methods of sample oil

	自由度 ϕ	変動 S	分散 V	分散比 F
前処理法による差 Between 2 methods	1	178.93	178.93	1.80
誤差 Error	8	794.72	99.34	
計 Total	9	973.65		

油中に混入することによって増加し、潤滑油の消費によって運び去られるものと考え、運転開始前の潤滑油および補給油中に含まれる鉄分も無視できないものとするば、

f : 鉄分増加率	(mg/h)
F : 潤滑油中の鉄分	(ppm)
F_0 : 始めの状態での潤滑油中の鉄分	(ppm)
F_m : 補給油中の鉄分	(ppm)
L : 潤滑油量	(kg)
L_0 : 始めの状態での潤滑油量	(kg)
R : 潤滑油消費量	(kg/h)
t : 運転時間	(h)

とにおいて、潤滑油中の鉄分の平衡式は、

$$-\frac{d}{dt}[LF] = f - FR + F_m R \dots\dots\dots(9)$$

与えられる。

2.4.2 補給油のない場合

実験室機関実験では、解析を簡略化するため、機関の運転時間があり長くない場合は、実験途中での潤滑油の補給は行なわない。この場合の潤滑油中の鉄分の平衡式は、

$$\frac{d}{dt}[LF]=f-FR \dots\dots\dots(10)$$

となる。 $t=0$ のとき $L=L_0$, $F=F_0$ として解けば、

$$(L_0-Rt)\frac{dF}{dt}=f \dots\dots\dots(11)$$

$$F=F_0-\frac{f}{R}\ln\left(1-\frac{R}{L_0}t\right) \dots\dots\dots(12)$$

$$f=\left\{\frac{F_0-F}{\ln\left(1-\frac{R}{L_0}t\right)}\right\}R \dots\dots\dots(13)$$

が求まる。

2.4.3 潤滑油量を一定とした場合

機関の運転の途中で潤滑油の補給や採取が行なわれると、潤滑油中の鉄分の算定式は極めて複雑なものとなる。そこで、実船実験の場合潤滑油は消費量に相当する量が連続的に補給されており、潤滑油量は常に一定とみなしても、潤滑油性状の平衡式では実用上問題はないので¹²⁾、この考え方を鉄分の平衡式に導入すれば、

$$L\frac{dF}{dt}=f-FR+F_mR \dots\dots\dots(14)$$

となる。 $t=0$ のとき $L=L_0$, $F=F_0$ として解けば、

$$F=\frac{f}{R}+F_m+\left\{F_0-\left(\frac{f}{R}+F_m\right)\right\}\exp\left(-\frac{R}{L_0}t\right) \dots\dots\dots(15)$$

$$\exp\left(-\frac{R}{L}t\right)=E \text{ とおけば}$$

$$f=\left(\frac{F-F_0E}{1-E}-F_m\right)R \dots\dots\dots(16)$$

が求まる。

3. 実験室機関実験

3.1 実験室機関実験方法

機関のシリンダライナおよびピストンリングの摩耗率と鉄分増加率の関係を調べるため、当研究室で行なった実験室機関実験結果の中より該当する測定結果を抽出した。

供試機関の主要目を表3に示す。シリンダライナとピストンリングは鋳鉄製を用いた。機関出力は定格の8 PS {5.88KW}のほか、過給による¹⁸⁾ 12 PS {8.83KW}を採用した。燃料には軽油、A重油またはB重油を用い、潤滑油は市販のもの他に、当研究室で基油に添加剤を配合して作成したもの¹⁹⁾も含め、アルカリ価 20, 10, 5 mg KOH/g レベルの3段階のものを使用した。運転時間は100時間連続を目安として、途中での潤滑油の補給は行なわなかった。

表 3 供試機関の主要目

Test engine

形 式 Engine Model	三菱ダイヤディーゼル 1 DVA-8a Mitsubishi Daiyadiesel
定 格 出 力 Power Out Put	8 PS {5.88 KW}
定格出力時の回 転数 Speed	900 rpm
シ リ ン ダ 数 No. Cylinders	1
シ リ ン ダ 内 径 Bore	110 mm
行 程 Stroke	150 mm

3.2 鉄分増加率

機関運転前後の潤滑油の鉄分を原子吸光分析で求め、これと機関の運転データから13式により鉄分増加率を算出した。結果を表4に示す。なお、始めの鉄分の値は新油のそれを流用した。

3.3 摩耗の測定

3.3.1 ピストンリング

供試機関の第1～第5リングについて、運転の前後にその重量を化学天秤で測定し、その重量差を摩耗量とした。参考値として、各リングの幅および厚さ方向の寸法を円周上の5点について、マイクロメータで測定した。

3.3.2 シリンダライナ

シリンダライナの上下方向の第1リング上死点位置から第5リング下死点位置までの9カ所について、シリンダゲージにてクランク軸方向、回転方向およびその中間の4方向について寸法を測定し、各測定点における運転前後の差を寸法摩耗量とした。また、それを容積に換算して比重を掛け、重量摩耗量を算出した。

以上の結果を表5に示す。

3.4 鉄分増加率と各部摩耗率の関係

3.4.1 ピストンリング摩耗率との関係

鉄分増加率と第1リング摩耗率の関係を図2に白丸で示す。回帰直線は $y=0.39x-0.83$ となり、相関係数は0.96と高い。

また、第1～第5(オイル)リング摩耗率の合計との関係を同図に黒丸で示す。回帰直線は $y=0.60x-0.85$ となり、相関係数も0.96と第1リングと同様に高い値を示している。

3.4.2 シリンダライナ寸法摩耗率との関係

鉄分増加率と、第1リング上死点位置のシリンダライ

表 4 実験室機関実験における鉄分増加率

The rate of ferroparticle increase in the laboratory engine tests

番号 Test No.	運転時間 Running hours (h)	始めの潤滑 油量 Lubricating oil in the engine (start) (kg)	潤滑 消費 油量 Lubricating oil con- sumption (kg/h)	始めの鉄分 Ferro- particle in the lubri- cating oil (start) (ppm)	終わりの 鉄分 Ferro- particle in the lubri- cating oil (finish) (ppm)	鉄分増加率 Rate of ferro- particle increase (mg/h)	機関出力 Engine power output (PS)	燃 料 Fuel Oil	潤滑油のアルカリ価レ ベル T.B.N. of lubri- cating oil (mg KOH/g)
1	100	5,476	0.02421	46.5	168.9	5.08	12*1	軽油 Gas Oil	20
2	100	5,343	0.01139	46.1	106.2	2.89	12	軽油 Gas Oil	20
3	100	5,543	0.00991	35.2	95.1	3.01	12	軽油 Gas Oil	20
4	100	5,438	0.00798	26.6	88.9	3.13	12	軽油 Gas Oil	20
5	95	5,328	0.00982	46.5	215.3	8.61	12	B重油*2 B Fuel Oil	20
6	100	5,481	0.00842	26.6	240.5	10.80	12	B重油 B Fuel Oil	20
7	100	5,672	0.00877	29.1	211.0	9.50	12	B重油 B Fuel Oil	20
8	100	6,030	0.01039	41.5	252.8	11.61	12	B重油 B Fuel Oil	10
9	100	6,085	0.00893	43.8	168.1	6.99	12	B重油 B Fuel Oil	20
10	100	6,225	0.00620	39.3	142.1	6.08	12	B重油 B Fuel Oil	10
11	100	6,088	0.00802	47.9	137.4	5.08	12	B重油 B Fuel Oil	20
12	100	6,086	0.00896	40.3	122.7	4.64	12	B重油 B Fuel Oil	20
13	100	5,997	0.01021	42.3	298.7	14.03	12	B重油 B Fuel Oil	10
14	100	5,786	0.00810	68.5	311.5	13.05	12	B重油 B Fuel Oil	10
15	100	5,926	0.01041	44.5	213.4	9.10	12	B重油 B Fuel Oil	20
16	100	5,962	0.0118	83.0	113	1.06	8	軽油 Gas Oil	5
17	100	5,980	0.0227	83.0	420	16.02	12	B重油 B Fuel Oil	5
18	100	5,977	0.0132	83.0	201	6.24	8	A重油 A Fuel Oil	5
19	100	5,994	0.0118	83.0	218	7.27	8	A重油 A Fuel Oil	5
20	100	5,966	0.0241	83.0	155	3.35	12	軽油 Gas Oil	5
21	100	5,979	0.0234	83.0	269	8.77	12	A重油 A Fuel Oil	5
22	100	5,962	0.0172	83.0	179	4.85	12	A重油 A Fuel Oil	5
23	100	5,970	0.0110	83.0	265	9.83	8	B重油 B Fuel Oil	5

*1 12 PS=8.83 KW 8 PS=5.88 KW

*2 A Fuel Oil and B Fuel Oil : Refer to JIS K 2205 Fuel Oil

寸法摩耗率の関係を図3に示す。寸法摩耗率は、鉄分増加率に対して2次曲線的に増加している。回帰曲線は $y=0.31x^2-2.49x+7.29$ となり、相関係数は0.97と高い。

3.4.3 シリンダライナ重量摩耗率との関係

鉄分増加率と、寸法測定値より計算で求めたシリンダライナ重量摩耗率の関係を図4に示す。摩耗量が少なく、寸法測定上のわずかな誤差が摩耗率に大きく影響するため、直接重量を測定したピストンリングにくらべて

表 5 実験室機関実験における鉄分増加率と各部摩耗率

The rate of ferroparticle increase and the wear of engine parts in the laboratory engine tests

番号 Test No.	鉄分増加率 Rate of ferro- particle increase (mg/h)	第1リング 摩耗率 Topping wear (mg/h)	全リング摩耗率 No. 1~5 ring wear (mg/h)	シリンダライナ 摩耗率 Cylinder liner wear (mg/h)	ピストンリング とシリンダライ ナ摩耗率の合計 Total wear of piston ring and cylinder liner (mg/h)	シリンダライナ の第1リング上 死点位置摩耗率 Topping T.D.C. cylinder liner wear ($\mu\text{m}/100\text{ h}$)
1	5.08	0.53	1.15	6.56	7.71	3.0
2	2.89	0.38	0.82	1.08	1.90	1.0
3	3.01	0.36	0.82	2.59	3.41	2.1
4	3.13	0.45	0.87	1.21	2.08	1.4
5	8.61	2.98	5.26	16.73	21.99	8.1
6	10.80	3.20	5.69	8.93	14.62	11.2
7	9.50	2.54	4.10	5.05	9.15	7.5
8	11.61	3.02	4.70	8.60	13.30	17.0
9	6.99	2.40	4.61	7.19	11.80	6.0
10	6.08	1.73	3.20	3.67	6.87	6.3
11	5.08	1.44	2.61	5.73	8.34	5.8
12	4.64	1.17	2.35	4.51	6.86	3.3
13	14.03	4.57	8.00	13.86	21.86	31.5
14	13.05	4.67	7.72	17.35	25.07	22.3
15	9.10	3.09	5.41	10.90	16.31	8.8
16	1.06	0.40	1.00	2.38	3.38	3.3
17	16.02	5.95	9.07	19.82	28.89	51.7
18	6.24	0.95	2.17	3.32	5.49	3.0
19	7.27	1.15	3.10	8.83	11.93	4.8
20	3.35	0.47	1.28	3.04	4.32	2.0
21	8.77	1.72	3.76	9.73	13.49	12.7
22	4.85	0.62	1.51	4.32	5.82	4.3
23	9.83	2.98	4.69	5.83	10.57	20.4

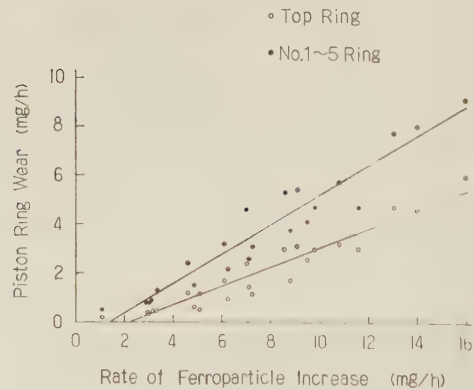


図 2 鉄分増加率とピストンリング摩耗率の関係
The rate of ferroparticle increase vs.
piston ring wear

データのバラツキが大きい。ライナ摩耗率 12(mg/h) 以下では鉄分増加率とほぼ直線的に比例しているとみなせるので、摩耗率がそれ以上のもの（図中に白丸で示したもの）を除けば、回帰直線は $y=0.77x+0.57$ ，相関係数は 0.79 となる。

3.4.4 リングとライナ摩耗率の合計との関係
鉄分増加率と、リングとライナ摩耗率の合計値との関係を図 5 に示す。合計値が 15(mg/h) 以下では、鉄分増加率とほぼ直線的に比例しているとみなせるので、摩耗率がそれ以上のもの（図中に白丸で示したもの）を除けば、回帰直線は $y=1.20x+0.51$ ，相関係数は 0.89 となる。

3.5 実験室機関実験結果の検討

鉄分増加率と摩耗率の関係は、第 1 リング上死点位置

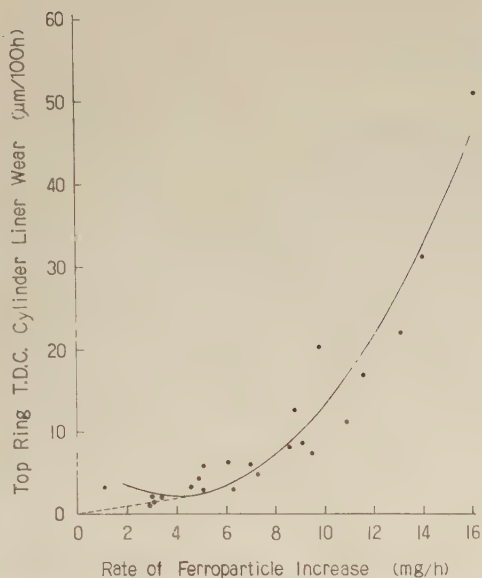


図3 鉄分増加率と第1リング上死点位置のシリンダライナ摩耗率との関係

The rate of ferroparticle increase vs. top ring T.D.C. cylinder liner wear

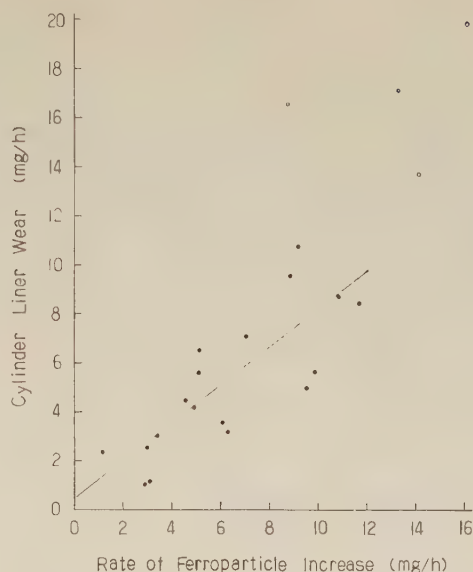


図4 鉄分増加率とシリンダライナ摩耗率の関係
The rate of ferroparticle increase vs. cylinder liner wear

のシリンダライナ寸法摩耗率の他は、ライナ摩耗率の大きな部分（図4に白丸で示したものを）を除き、ほぼ直線的に対応した。ライナの摩耗は、第1リング上死点位置に集中するので、鉄分増加率に対するこの部分の摩耗率がほぼ2次曲線に従って変化したものと思われる。

つぎに、第1～第5リングの摩耗率の合計とライナ摩耗率（いずれも重量）の関係を図6に示す。相関係数が0.88と比較的相関の良いパワー曲線回帰をとると、 $y = 2.26x^{0.89}$ となり、ライナ摩耗率が大きすぎて鉄分増加率との相関のとれない部分（図6に白丸で示したもの）では1点を除いてリング摩耗率に対しても過大な値となっていることがわかる。このことから、シリンダライナの寸法摩耗率が重量摩耗率に換算する場合、わずかな寸法測定誤差が重量摩耗量に大きな差を生じることとなり、これが鉄分増加率との比例関係を悪化させたものと考えられる。すなわち、測定精度の向上と測定点数の増加が必要と思われる。

また、図5の回帰直線の傾きが1.2となっていることから、シリンダライナとピストンリングの摩耗により発生した摩耗粉の約20%は、クランク室の潤滑油中に混入せずに、排気ガスにより直接放出されたものと推定される。

図6より、表3の供試機関で铸铁ライナと铸铁リング

の組み合わせを用いた場合、摩耗粉の発生量は、ほぼライナ2に対してリング1の割合となることがわかる。

4. 小形漁船による実船実験

4.1 実験船および機関

小形漁船4隻で、機関の分解調査にあわせて潤滑油の定期的な採取を行ない、鉄分増加率と機関部品の摩耗率の関係を調査した。

実験対象船の主要目を表6に示す。いずれも日帰り操業を行なっている5トン未満の小形漁船で、漁業種類は一本釣と小形底曳網である。機関は3気筒または4気筒の小形高速機関で、いずれもアルミピストン、クロムメッキライナ、铸铁リング、ケルメットにオーバーレイ付の軸受メタルを使用している。

4.2 実船実験方法

4.2.1 機関の運転状況の記録

記録用紙を用意して、機関取扱者に毎日の運転時間、燃料、潤滑油の補給量、その他特記事項について直接記入してもらうとともに、機関にアワーメータを取り付け運転時間の正確を期した。また機関の保守整備、部品の交換等については、担当鉄工所から聞き取り調査をした。

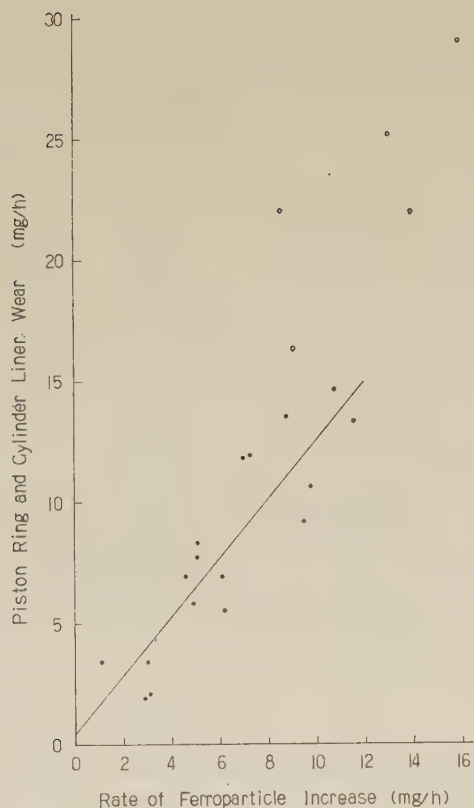


図 5 鉄分増加率とピストンリングとシリンダライナ摩耗率の合計との関係

The rate of ferroparticle increase vs. piston ring and cylinder liner wear

4.2.2 潤滑油の採取

潤滑油は、各実験船毎にその実情に合わせた交換時間を決め、これに従って機関取扱者の手で交換することとし、数回にわたって交換前後のサンプルを採取してもらった。その使用時間は運転記録より求めた。

サンプルは、先に述べた湿式灰化法で処理して原子吸光分析を行ない、鉄分濃度を測定した。同時に各実験船の使用している潤滑油の新油についても、同様の方法で鉄分を求めた。

4.2.3 摩耗量の測定

機関の分解、計測、整備は故障個所の修理等を除けば、約1年間隔で3回行なった。このとき、シリンダライナはクランク軸方向および回転方向をシリンダゲージで、ピストンリングは幅および厚さ方向について円周上の5点をマイクロメータにて測定し、前回の測定値との差を摩耗量とした。同時にクランクピン、クランクピン

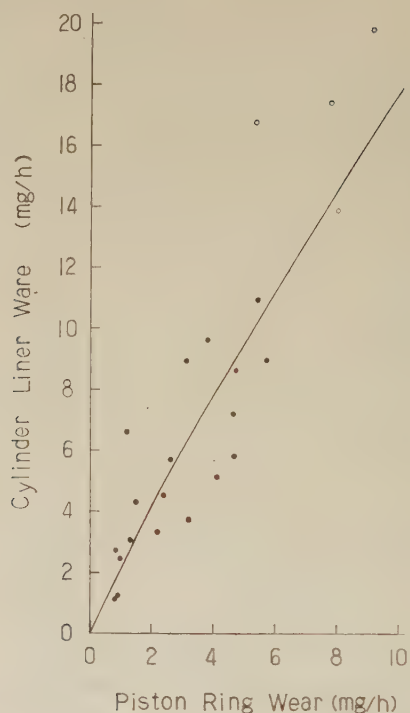


図 6 ピストンリング摩耗率とシリンダライナ摩耗率の関係

Piston ring wear vs. cylinder liner wear

メタル、ピストンピン、ピストンピンメタルも寸法を測定したが、いずれも摩耗量としては表われなかった。

4.3 実船実験結果

4.3.1 鉄分増加率

各実験船について、その稼動状況および鉄分測定値から(6式)に従って求めた鉄分増加率を表7に示す。

4.3.2 ピストンリング摩耗率

機関内部の各部品の材質からみて、潤滑油中の鉄分の増加は、その大部がピストンリングの摩耗によるものと思われるので、リングの摩耗率を求めた。該当機関のピストンリングの構成は、圧縮リング3本、上部および下部オイルリング各1本の計5本であるが、機関の分解、測定を漁港内で行なったので、リングの測定は第1、第2および上部オイルリングのみに止まらざるを得なかった。そこで、第3リングおよび下部オイルリングの摩耗率は、当研究室における同一のリング構成のピストンを用いた場合の実績にもとずき、比例配分で求めた。寸法摩耗率を重量摩耗率に換算したものを表8に示す。

表 6 実 験 船 の 主 要 目

Test boat and engine

船 名 Boat	総トン数 Tonnage (GT)	機 関 Engine				漁 業 種 類 Type of fishery
		筒数-径×行程 Cylinder-Bore × Stroke (mm)	呼称出力×回転数 Power output × Speed (PS) (rpm)	航走時常用回転数 Speed (rpm)	燃 料 油 Fuel oil	
F 丸	3.90	4-130×140	39 × 1,200	2,000	軽 油 Gas oil	一 本 釣 Pole and line fishery
H 丸	3.66	4-130×140	39 × 1,200	2,000	軽 油 Gas oil	一 本 釣 Pole and line fishery
N 丸	4.39	3-91.5×120	15 × 1,400	3,000	A 重 油 A Fuel oil	小形底曳網 Small trawler fishery
S 丸	4.32	3-91.5×120	15 × 1,400	3,000	A 重 油 A Fuel oil	小形底曳網 Small trawler fishery

表 7 実 験 船 の 鉄 分 増 加 率

The rate of ferroparticle increase in the test boat engine

船 名 Boat	運転時間 Running hours (h)	始めの潤滑 油量 Lubricating oil in the engine (start) (kg)	潤滑油消費量 Lubricating oil consumption (kg/h)	始めの鉄分 Ferroparticle in the lubricating oil (start) (ppm)	終わりの鉄分 Ferroparticle in the lubricating oil (finish) (ppm)	補給油中の鉄分 Ferroparticle in the make up lubri- cating oil (ppm)	鉄分増加率 Rate of ferroparticle increase (mg/h)
F 丸	295	21.5	0.0241	20.2	92.6	20.0	6.21
	325	21.5	0.0109	43.5	208.1	50.0	11.74
	335	21.5	0.0152	129.3	306.8	50.0	14.00
H 丸	291	22.9	0.0237	50.0	107.3	50.0	5.22
	329	22.9	0.0112	57.2	162.7	50.0	8.03
	309	22.9	0.0206	82.4	122.1	50.0	4.04
N 丸	197	17.4	0	41.3	58.3	—	1.50
	208	17.4	0	32.9	80.5	—	3.98
	204	17.4	0	29.3	83.5	—	4.62
	250	17.4	0	118.0	240.0	—	8.49
S 丸	161	17.8	0.00400	66.5	98.1	52.8	3.61
	192	17.8	0.0109	40.5	80.4	52.8	3.79
	225	17.8	0.0101	29.3	112.0	52.8	6.73
	202	17.8	0.0101	128.0	159.0	52.8	3.65

4.3.3 鉄分増加率とピストンリング摩耗率の関係

各実験船について、鉄分増加率とピストンリング摩耗率のそれぞれ平均値を表 9 に示す。いずれも鉄分増加率の値の方が大きく、リング摩耗率のそれに対する割合

は、51～97%となった。このことは、実船の場合には、ピストンリングの摩耗以外にも、鉄分が発生あるいは侵入してくることを示している。

表 8 実験船のピストンリング摩耗率
Piston ring wear in the test boat engine

船 名 Boat	運 転 時 間 Running hours (h)	ピストンリング摩耗率 Piston Ring Wear (mg/h)					
		第 1 リング Top ring (mg/h)	第 2 リング No. 2 ring (mg/h)	第 3 リング No. 3 ring (mg/h)	上部オイル リング No. 4 ring (mg/h)	下部オイル リング No. 5 ring (mg/h)	第 1 ～ 第 5 リン グ各気筒合計 All total (mg/h)
F 丸	1,972	0.56	0.28	0.21	0.27	0.16	5.92
	1,608	0.69	0.44	0.30	0.31	0.18	7.68
H 丸	2,037	0.72	0.31	0.23	0.06	0.04	5.44
	1,856	0.91	0.13	0.22	0.11	0.06	5.72
N 丸	1,848	0.32	0.17	0.13	0.16	0.09	2.61
	2,172	0.35	0.16	0.13	0.09	0.05	2.34
S 丸	2,043	0.27	0.12	0.10	0.17	0.10	2.28
	2,470	0.29	0.15	0.11	0.12	0.07	2.22

表 9 鉄分増加率とピストンリング摩耗率の関係
The rate of ferroparticle increase and the
wear of piston ring in the test boat engine

船名 Boat	鉄分増加率の 平 均 Rate of ferroparticle increase (f) (mg/h)	ピストンリング 摩耗率の平均 Ristonring wear (W) (mg/h)	リング摩耗率 鉄分増加率 $\frac{W}{f}$ (%)
F 丸	10.65	6.80	64
H 丸	5.76	5.58	97
N 丸	4.65	2.48	53
S 丸	4.45	2.25	51

4.4 実船実験結果の検討

今回の実船実験では、シリンダライナのクロムメッキをはじめとして、潤滑油の鉄分分析を行なっていた時点では、機関の各滑動部に大量の鉄分を発生させるような摩耗箇所は発見できなかった。従って余剰の鉄分は外部より持ち込まれた可能性が大きいと思われる。

機関外部からの鉄分搬入ルートの一つに、燃料系統が考えられる。通常軽油やA重油中に含まれる鉄分は数十ppm程度であるが、これに鉄錆等が混入した場合には高濃度になる事が考えられる。N丸、S丸の場合、燃料の給油は浜に置いたA重油のドラムカンより、毎日各船の燃料タンクに必要量を補給しており、また船の燃料タンクも木造船のため鉄製のものを備えている。ドラムカンに対する潮風の影響や雨水の侵入の可能性、燃料タンクの錆の発生やドレン抜きの不十分さから、機関に対して多量の鉄分を含んだ燃料が供給されたことは十分に考え

られる。
燃料中の鉄分を考慮すれば、潤滑油中の鉄分の平衡式(9)式は、

$$B : \text{燃料消費量} \quad (\text{kg/h})$$
$$b : \text{燃料中の鉄分} \quad (\text{ppm})$$
$$\alpha : \text{燃料中の鉄分の潤滑油への混入率}$$
として、

$$\frac{d}{dt}[LF] = f + \alpha Bb - FR + F_m R \dots \dots \dots (17)$$

となる。

F丸、H丸の場合はN丸、S丸にくらべ、外部からの鉄分の搬入率が小さいが、この両船は船体がFRPのため、燃料タンクもFRP製であり、燃料も漁港にある漁協の燃料タンクから直接給油しているため、燃料中への鉄錆の混入が少なかったのがその一因と考えられる。

いずれにしても、実船については、鉄分増加率と機関滑動部の摩耗率に関して、さらに多くのデータを集めて検討を重ねていく必要があるものと思われる。

5. ま と め

漁船機関の潤滑油中の金属分を定量し、これと機関の運転性能諸元から、機関を開放することなしにその部品の摩耗状況を判定することを目標に、潤滑油中の鉄分について実験室機関実験と実船実験を行なった。その結果次のことが判明した。

(1) 原子吸光分析により潤滑油中の鉄分を測定した。試料の前処理について、湿式灰化法と乾式灰化法について検討したが、いずれも良好な精度で定量することがで

きた。

(2) 潤滑油中の鉄分は、新油では数十ppm、使用油では使用条件に応じて数百 ppm に及ぶ。また実船では、その機関の構造や潤滑油交換方法により、残油が20~30%にも及ぶものがあり、この場合は交換直後の潤滑油でも鉄分濃度がかなり高い値を示すものがある。従って、漁船機関の場合、部品の摩耗は鉄分濃度で判断するのではなく、鉄分増加率によらなければならない。

(3) 潤滑油中の鉄分の平衡式は(9)式で与えられると仮定して、実験室機関実験を行なったところ、(13)式より求めた鉄分増加率とピストンリング摩耗率の間には、良好な相関関係が得られた。一方、シリンダライナとの関係はバラツキが大きかったが、これは、摩耗量が少なく寸法測定精度の限界から止むを得ないものと考えられる。また、摩耗粉の約20%は排気ガス等により、直接放出されるものと推定される。

(4) 実船実験では、摩耗率に対して(16)式から求めた鉄分増加率が過大な値となったものが多かった。その原因の一つに、漁船特有の燃料管理の悪さによる燃料系統からの鉄分の搬入が考えられ、この場合潤滑油中铁分の平衡式は(17)式のように変形される。

実船実験はデータ点数も少なくバラツキが大きいこともあるが、現在のところまだ不確定要因が残されており実験室機関実験の結果を直接実船に応用するまでには至っていない。

6. あとがき

漁船機関の潤滑油中の金属を分析することで、機関の摩耗度の判定を試みた。実験室では、鉄分増加率と摩耗率の間に一定の関係が得られたが、小形漁船による実船実験では、データのバラツキが大きかった。実船の場合実験室ではみられない外部要因が数多く含まれ、なおかつ現場では実験室のような測定精度は望めない。この点

を克服するには、データ点数を増加することでその信頼性を向上させることが最も現実的と考えられる。さらに検討を進めたい。

参 考 文 献

- 1) 久野宗彦：潤滑油の発光分光分析によるディーゼル機関の保守，日本機械学会誌，65巻，526号，pp. 1579~1583，1962
- 2) D. R. Jacson: Comparison of Atomic Absorption and Emission Spectroscopy in the Evaluation of Lubrication in Normally-Operating Diesel Engines, Lubrication Engineering, Vol. 28, No. 3, pp. 76~81, 1972
- 3) 武者宗一郎・下村 滋：原子吸光分析，共立出版，1972
- 4) 大島昌三・樫木正行：原子吸収分光光度分析法の最近の進歩と，その石油工業への応用，丸善石油技報，12号，pp. 41~51，1967
- 5) 田子澄男・高島洋一・関矢 透：原子吸光法による石油製品の金属分析，日石レビュー，10巻，2号，pp. 11~14，1968
- 6) 潤滑油中の金属摩耗粉を分析し機械の健康診断，日経メカニカル，46号，pp. 52~56，1979
- 7) R. L. Klug: Scheduled Oil Sampling as A Maintenance Tool, SAE Paper, 720372, 1972
- 8) SOS with Caterpillar engines, Motor Ship, Vol. 59, No. 700, pp. 74, 1978
- 9) J. E. Steenbergen: Comprehensive Lube Oil Analysis Programs: A Cost-Effective Preventive Maintenance Tool, Lubrication Engineering, Vol. 34, No. 11, pp. 625~628, 1978
- 10) 原子吸光分析方法通則，JIS K 0121, 1970
- 11) 石丸正美：摩耗の測定 (2) 化学的測定，内燃機関，15巻，184号，pp. 84~89，1976
- 12) 小田健一・山田敏夫：漁船機関の潤滑油システムの合理化について-II，漁船研究技報，29巻，66号，pp. 57~126，1976
- 13) 小田健一・山田敏夫：高性能漁船機関用潤滑油試験方法について (その2) 漁船研究技報，32巻，78号，pp. 157~196，1979

Analysis of Wear Metal in Lubricating Oil for Investigation of Engine Wear

By
Ken'ichi ODA

Summary

Analysis of used lubricating oil for products of wear can indicate the mechanical of engine. Ferroparticle in lubricating oil produced by wear of engine parts is given by the following formula.

$$\frac{d}{dt}[LF]=f-FR+F_mR \dots\dots\dots(9)$$

- f : Rate of ferroparticle increase (mg/h)
- F : Ferroparticle in lubricating oil (ppm)
- F_m : Ferroparticle in make up oil (ppm)
- L : Lubricating oil weight in engine (kg)
- R : Lubricating oil consumption (kg/h)

In case the rate of ferroparticle increase “ f ” is in proportion to wear of engine parts made of iron, it is possible to fined their wear simply without disassembling the engine. So, an engine test was done at laboratory 23 times, and 4 small fishing boats were used for the field test. Wear of piston rings, cylinder liners and other engine parts was measured and ferro-particle in the lubricating oil of the engine was analized.

A result of the laboratory engine test shown in Figs. 2~5 gives a good correlation between “ f ” and engine parts wear. It suggests “ f ” and wear can be formulated by the upper formula (9). But, due to infrence of ferroparticle in fuel oil and other factors, in the ex-periment made with small fishing boats as indicated in Table 8, correlation was not seen as distinctly as one done in the laboratory test. In the fomula (17) the effect of ferroparticle in fuel oil is included.

$$\frac{d}{dt}[LF]=f+\alpha Bb+FR+F_mR \dots\dots\dots(17)$$

- α : Rate of ferroparticle in fuel oil add to lubricating oil
- B : Fuel oil consumption (kg/h)
- b : Ferroparticle in fuel oil (ppm)

It is necessary to test more fishing boats and make sure of formula (17).

垂下式高深度水深水温計の研究

今成栄一*・池田昭男*・宮野鼻洋一*

目 次

1. まえがき	129	4. 海上実験	138
2. 設計概要	129	4.1 実験概況	138
3. 本機の概要	130	4.2 実験結果	138
3.1 送信部	130	5. むすび	139
3.2 受信部	134	Summary	142
3.3 揚降ウインチ	134		

1. ま え が き

ここ数年来水産資源の開発が除々に深海に移行しつつあり、現に山陸沖では水深800m米前後を曳網するトロール漁船が相当の成績をあげている。しかしその開発の前手段であるべき海洋観測は残念ながらいまだ充分とは言いがたい。これはとりも直さず低廉簡便な深海観測機器の開発の遅れを意味するわけであり、早急にこのような目的に沿った機器の出現が待たれているのが現状である。

本機はこの様な目的のため研究試作されたもので、先に発表した特殊水中電送方式を用いているため小型軽量化に成功した。また最大の特長は、垂下索に高水圧による海水の浸透があってもキャプタイヤコードのそれとくらべ信号伝送には何んら支障を来たさないことである。なお、実験に際し協力下さった兵庫県水産試験所香住分場長小林敏夫氏ならびに新但馬丸船長魚田繁氏以下乗組員諸氏に深く感謝の意を表するものである。また製作を担当された柳計器株式会社、株式会社エデックの各位に対し厚く御礼申し上げる次第である。

以下順を追って報告する。

2. 設 計 概 要

まずオール小型化、センサーの応答特性改良に伴なり測定時間の短縮、船上での実時間観測、精度の向上等を勘案しながら設計段階に入った。なお、詳細の主要目は

次の様に定めた。

(イ) 測定範囲及び精度

- a 水深 0~1,000m 精度 $\pm 2\text{m}$
- b 温度 $-2^{\circ}\text{C}\sim 35^{\circ}\text{C}$ 精度 $\pm 0.2^{\circ}\text{C}$

(ロ) 測定所要時間

1,000mまで20分以下(片道10分以下)

(ハ) 水深水温のセンサーの応答特性及びヒステリシス

a レスポンス

- a 水深 5ms以下
- b 水温 200ms以下

b ヒステリシス

- a 水深 フルスパンの0.2%以内
- b 水温 フルスパンの0.2%以内

(ニ) 連続計測時間

12時間以上

(ヒ) 表示方法

水深4桁、水温3桁の発光ダイオード表示
表示は5秒に1回

(フ) 記録方法

- a 水深水温とも5秒に1回プリントアウト。
- b アナログ出力端子を設ける。

(ホ) 電 源

- a 送信部 $\pm \text{DC } 15\text{V}$ 内蔵型二次電池10h率
- b 受信部 AC100V 50Hz または、60Hz
- c ウインチ 三相220V 50Hz または、60Hz

(ヘ) 揚降速度制御ウインチ

- a 馬力 2 P S.
- b 揚降速度 $2\text{ m} \pm 0.2\text{ m}$ 毎秒 $1\text{ m} \pm 0.1\text{ m}$ 毎秒
2段切換
- c 保護回路
誤操作時の保護
- (i) 送信部格納筐体
 - a 耐 圧 150 kg/cm^2
 - b 空中重量 40kg
 - c 水中重量 30kg
 - d 寸法 外径 152.5ϕ 長さ 6750mm
- (x) 垂下索を兼ねた電送用ワイヤー
ワイヤーロープ (7×7) 3.5ϕ の表面に0.5mmの
ビニール被覆 索長1,300m 破断 920kg

3. 本機の概要

本機は、船上において1,000mまで垂直温度分布を約20分以内に観測するものであって装備の簡略化ならびに高性能化を計った。また先に報告した特殊な通信方式を用い水深、温度をそれぞれ電気信号に変えて船上に送る送信部、垂下用索を兼ねたワイヤーロープと海水間に送られて来た水深と水温の信号を判別し記録および表示を行う受信部、ならびに垂下索の揚降を行うためのウインチとから構成されている。図1が送信部、図2が受信部、図3が揚降ウインチであり図4に概略、図5にブロックダイアグラムを示す。

3.1 送信部

3.1.1 水密筐体

送信部全体を格納し、水深1,500mまでの水圧に耐える水密筐体である。各検知部からの信号を船上に送信する送信部ならびに電源部を図6に示すような水密筐体に格納した。

なお、その材質はステンレス SUS304を使用し圧潰圧力は 995 kg/cm^2 空中重量を39kg, 水中重量を29kgとし

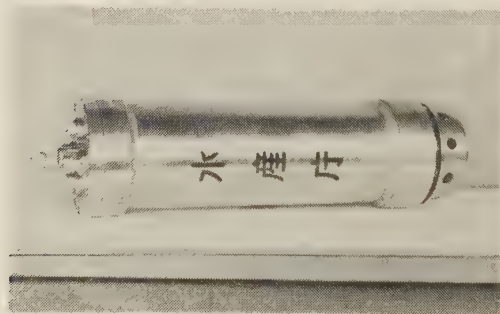


図1 水深水温計送信部
Transmitter

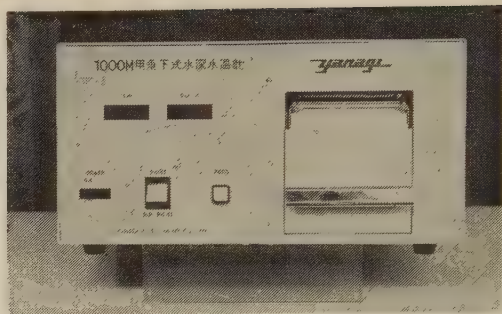


図2 受信部
Receiver

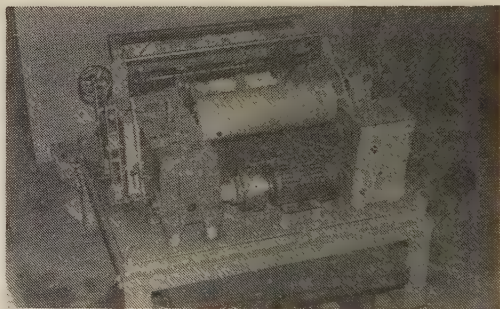


図3 揚降ウインチ
Winch

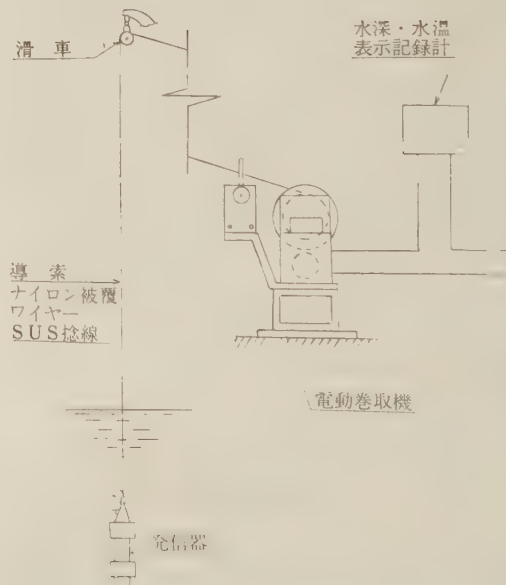


図4 水深水温計概略図
Outline

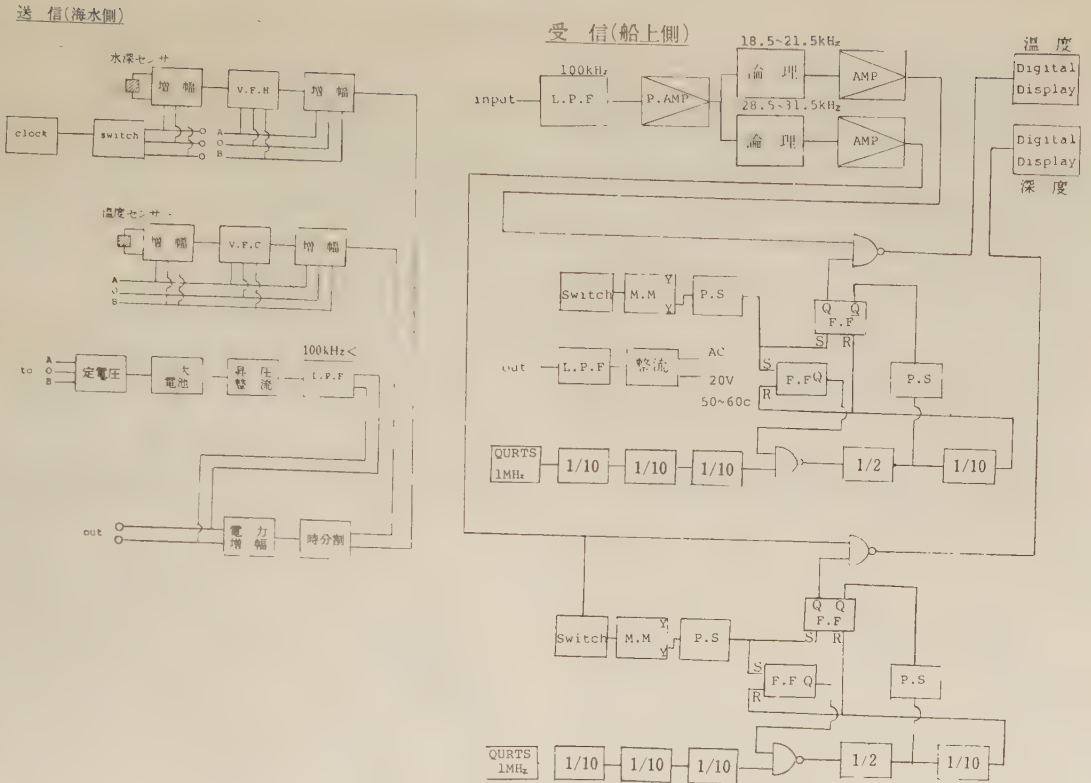


図5 ブロックダイヤグラム
Block diagram

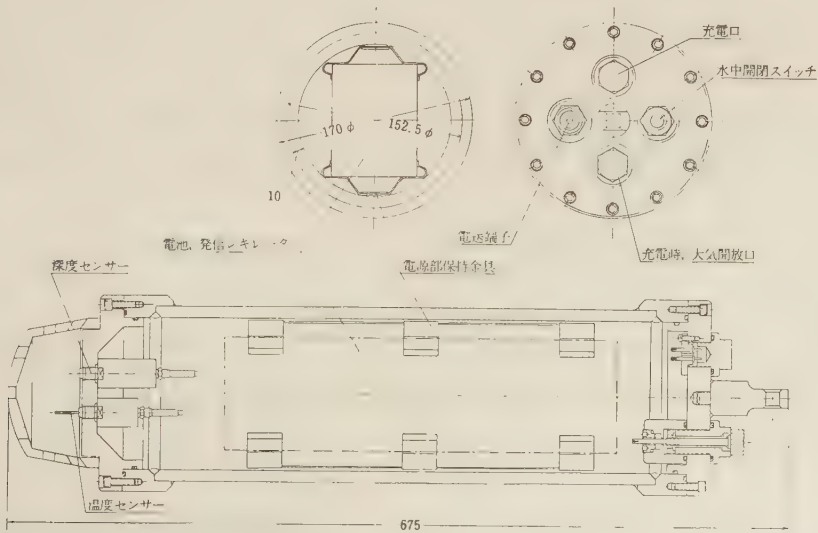


図6 水密筐体
Watertight case

た。

3.1.2 温度検知部

本検知部の特徴は、高深度まで 2 m/s で垂下させるために、精度はもちろんの事応答性にすぐれていなければならない。そのためにシリコン単結晶を使用したか、そのシリコン単結晶の特徴は次の如くである。

- (イ) 単結晶なので経時変化が少ない。
- (ロ) 熱容量が小さくできるので、応答性も早くできる。
- (ハ) $\langle 100 \rangle$ 方向に切断することにより、ひずみ感度が最小となり外力による出力を生じない。
- (ニ) 抵抗値を $1\text{ k}\Omega$ にできるので、電流による自己発熱がない。

なお検出部の特性を図7に示し、高深度による圧力影

響が及ぼす、センサーの変化を図8に示した。

表1 主要特性

Chief characteristic on temperature

測定範囲	$0 \sim 40^\circ\text{C}$
出力電圧	1.2 VFs
非直線性	$0.5\%\text{Fs}$
ヒステリシス	$0.5\%\text{Fs}$
再現性	$0.2\%\text{Fs}$
応答時間	200 ms
電 源	$\text{DC } 12\text{ V } (\pm 2\text{ V})$
消費電力	1ワット

以上の様な感温部を採用して検出部を構成しているが、図9に回路ブロック、図10に検出部の筐体図を示し

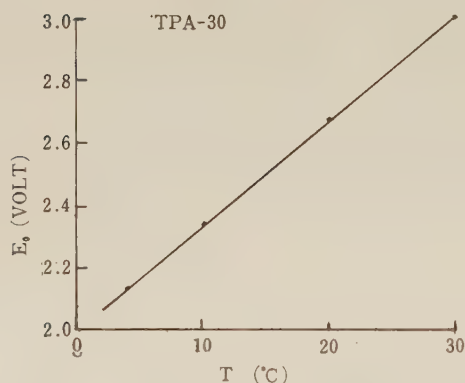


図7 温度センサーの特性
Characteristic of sensor

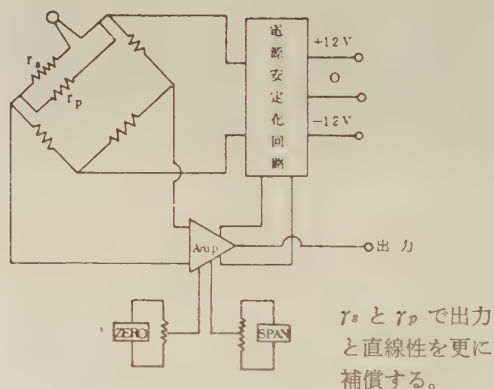


図9 温度検出部・回路ブロック
Circuit diagram of temperature detector

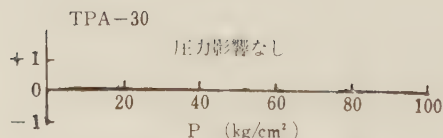


図8 温度センサーの圧力影響
Effect of sensor by pressure

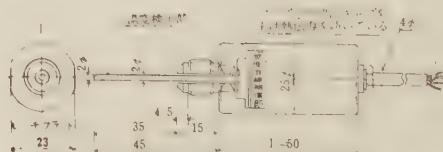


図10 水温検出部・格納筐体
Case for temperature detector

た。

3.1.3 水深検出部

ダイヤフラムと歪ゲージの組合せた圧力変換型的水深センサーであるが、シリコンP型半導体ゲージを使用したので、小型高感度高応答性を有するものである。なお水深検出部の特性を図11に示し、温度変化による圧力影響を図12に示した。

表2 深度の主要特性
Chief characteristic on depth

定格容量	100kg/cm ²
出力電力	1 VFs
過負荷	200%Fs
非直線性	0.5%Fs
ヒステリシス	0.5%Fs
再現性	0.2%Fs
温度特性	0.05%Fs/°C
使用温度範囲	-15°C~+75°C

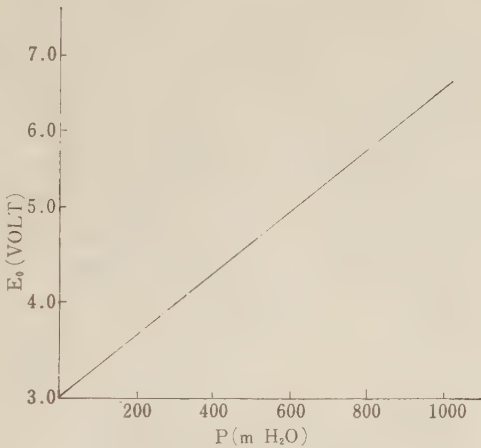


図11 水深検出部の出力特性
Output characteristic of depth detector

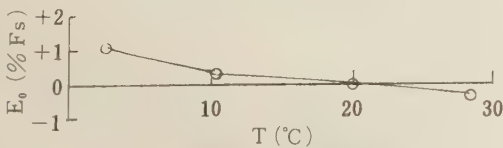


図12 水深検出部の温度影響
Pressure effect of depth detector

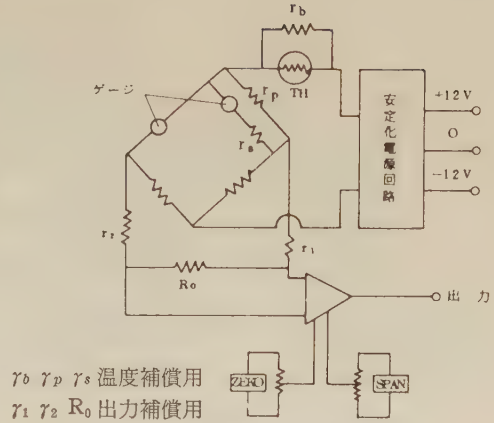


図13 水深検出部の回路ブロック
Block diagram of the depth detector

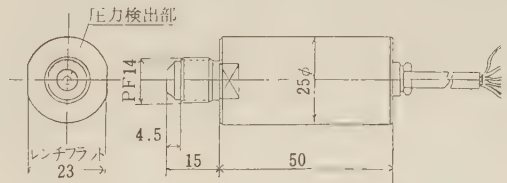


図14 水深検出部・格納筐体
Case for depth detector

なお、水深検出部の回路ブロックを図13に示し、図14に示した筐体内に水深検出部およびレギュレータが内蔵されている。

3.1.4 水深温度の電気変換部

水深および温度のアナログ出力を周波数に変換し、時分割方式によって船上に送信する。水深、温度それぞれの置換周波数は基礎研究から得られた図15に示すような減衰特性および周波数変換器の関係から次の様に定めた。

温度 0~30°C 18.5KHz~21.5KHz 100Hz/°C

水深 0~1000m 28.5KHz~178.5KHz 15Hz/m

図15に示すように、ワイヤーロープの長さを横軸にとり、周波数をパラメータにとった減衰曲線である。長さの増加による減衰は30KHz以下ではきわめて少なく、450mに延長しても20db以下ではほとんど問題にならない。50KHzから70KHz付近の周波数では、300~350m

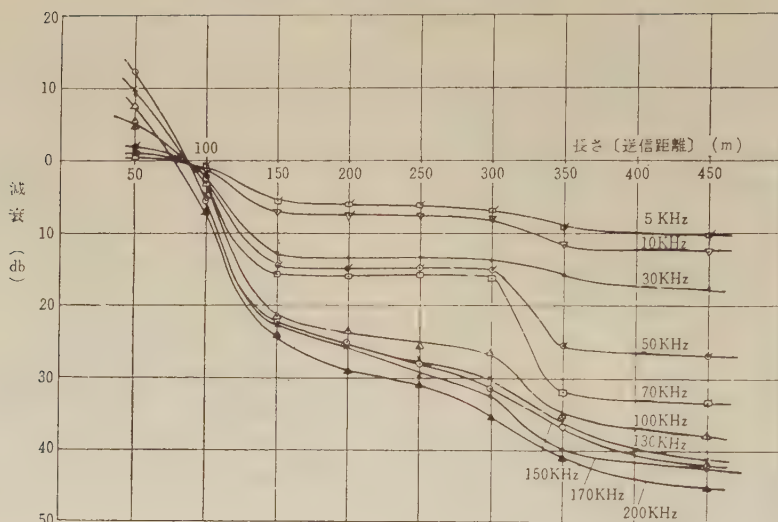


図15 ワイヤロープの長さに対する減衰特性
Damping characteristic of transmission

で急激な減衰が見られる。なお100KHz以上となると長さにほぼ比例してゆるやか減衰カーブとなっている。30KHz周辺ではだいたい長さの0.5乗に比例する程度とみられ、20KHzの場合5000mで約50dbの減衰にすぎないと云う事になり上記の周波数を選定した。また温度および深度は時分割方式を用いて、2秒に1回それぞれ40msずつ伝送した。

3.1.5 電源部

長時間にわたる計測を可能とするために水深水温計の送信部側に海水スイッチを設けた。また消費電力を節約するためにスイッチング回路を設け電源安定化、電力増巾、ブリッジ等比較的消費電力の大きい回路は送信のみ電力が供給される様にした。しかしセンサーの安定時間の関係からブリッジ回路は送信の500ms前に電源を投入する。

このために送信機全体の消費電力は大巾に節約できた。なおこの電源にノイパー電池（密閉形鉛蓄電池）を使用し容量10時間率は3500mAh、また放電電圧平均60Vである。本機の送信部にノイパー電池6ヶ使用し、2秒に1回送信して17.5時間連続計測を行えることになる。また外部からの充電が簡単にできるようになっている。図16に送信部の回路、図17に電源回路を示す。

3.2 受信部

3.2.1 受信機

垂下索と海水間に伝送されて来たFM信号を図19で示すような論理回路で水深と温度に判別し、表示または記

録するものである。

またアナログ出力端子を受信部の背面に設けているので、XYレコーダの併用も可能となっている。なお消費電力の節約のために送信機の電源は、常に断、入の繰り返しを行なっている。そのために送信信号の立ち上りが不安定となり信号の前半10msを捨て、後半の35msの信号を使用している。また受信機の正常を確認するために図18に示すようなテスト信号ゲート回路を設け、そのスイッチを押すことによって受信機の正常を確認することができる。

また受信部アンプ回路を図20に示し図21に受信部の回路を示した。

3.3 揚降ウインチ

水深水温計センサーの送信筐体部を揚降させるためのウインチであって等速に揚降できる様に設計した。その揚降等速度は、2m/s、1m/sの二段切り換えが行える様にした。

そのウインチの概要は、

モータ	三相誘導モータ	A C 220 V	1.47kw
リール	外径203.2φ	巾620cm	
重量	200kg		

また通信線が捲き取りドラムに不規則に捲取られる事を恐れ、トラバースを取付け均等に捲き上げることとした。また手動による捲き取りも可能とするために手動式ハンドルを備えた。なお信号伝送のため当然のこととして完全水密を施したスリップリングをそなえ付けている

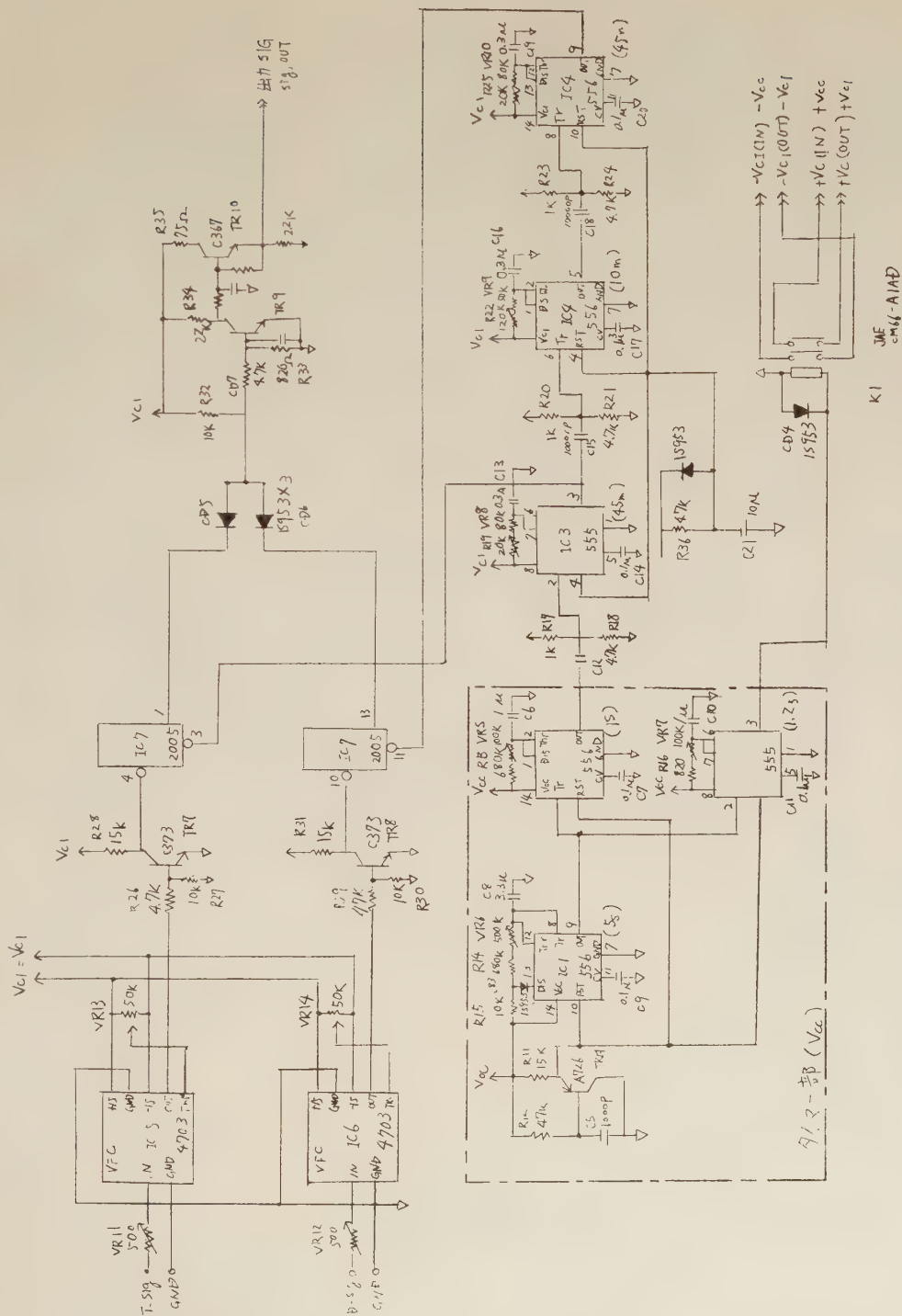


图16 送信回路
Circuit of transmitter

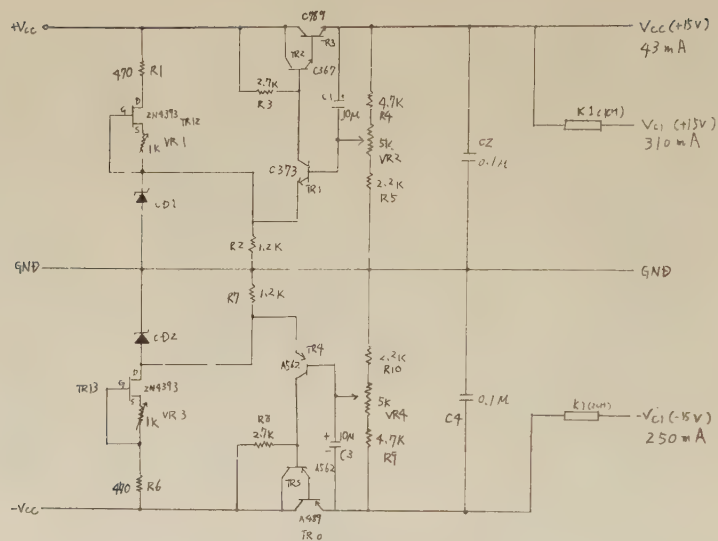


図17 送信部電源回路
Circuit of power source in transmitter

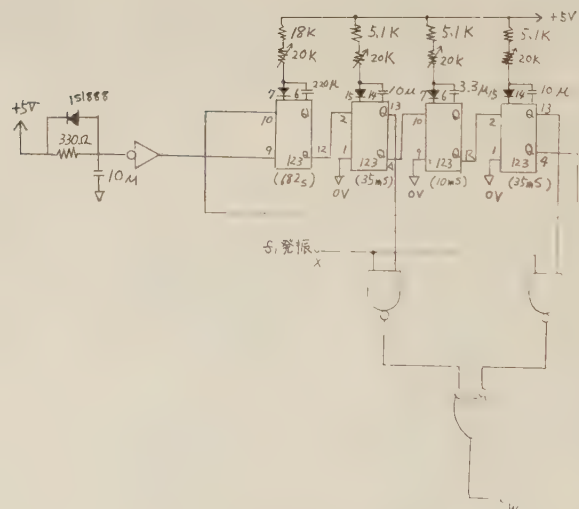


図18 テスト信号ゲート回路
Gate circuit for test signal

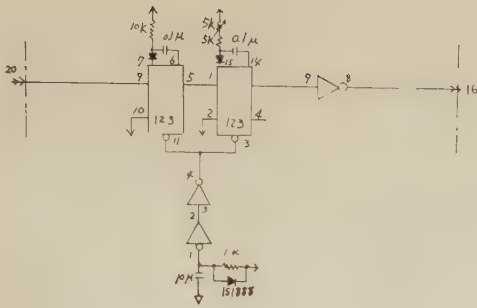


図19 論理回路
Logical circuit

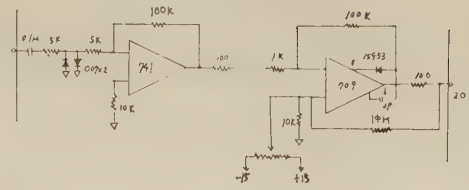


図20 受信部アンプ回路
Circuit of amplifier in receiver

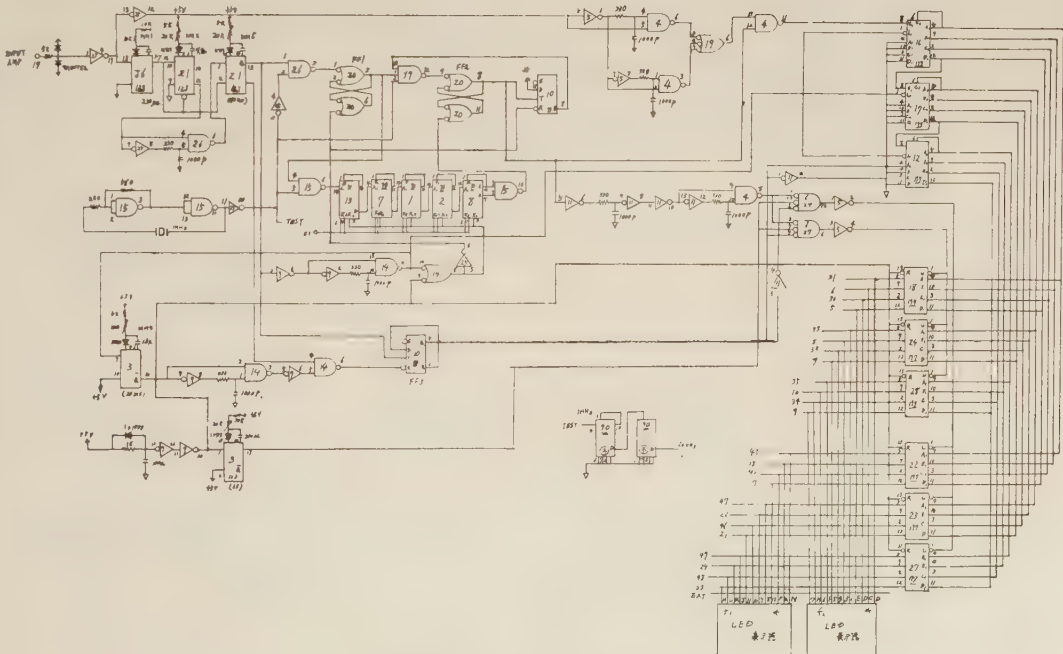
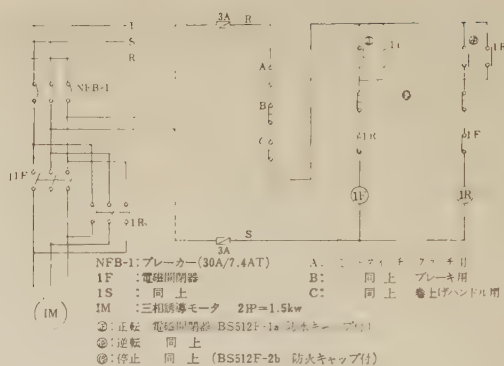


図21 受信機回路
Circuit of receiver

表3 操作概要
Sequence of winch operation

項目 動作	正逆 SW	操 作	A SW	B SW	C SW
自動落下	正転 ON	クラッチⒶ (ブレーキⓐ) (巻上ハンドル ⓐ)	on	on	on
自動巻上	停止 逆転 ON	クラッチⒶ (ブレーキⓐ) (巻上ハンドル ⓐ)	on	on	on
手動巻上	停止	クラッチⓐ 巻上ハンドルⒶ (ブレーキⓐ)	off	on	off
手動落下	停止	クラッチⓐ 巻上ハンドルⓐ (ブレーキⓐ)	off	on	on
停 止	停止	ブレーキⒶ クラッチⓐ 巻上ハンドルⒶ 正逆SW—ON のときも、左 のいずれの1動作 にてモーター停 止	off	off	off



ので、これによってウインチの作動時即ち索の揚降時点でも即刻観測することが可能となり、即リアルタイムで水深、水温の垂直分布も簡単に把握できる。

また従来の径の太い多芯コードによる水深水温計と違い被覆ワイヤーコード (4.5φ) を使用しているため巻き取り用ウインチドラムが小型軽量化ができるためにウインチ全体がおのずからコンパクト化していることである。図22にウインチ巻き上げ系統図、図23に操作配線図、図24にウインチ正面全体図、表3に操作概要を示した。

4. 海上実験

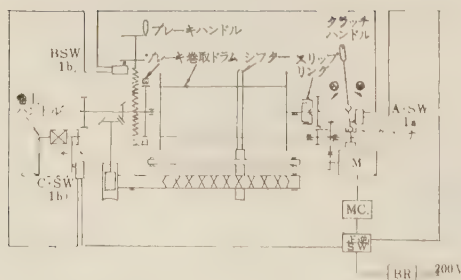
4.1 実験概況

船の中央に揚降ウインチならびに受信部を取り付け舷側に吊り下げ金具を設置し送信機を垂下した。

- 実験船 新但馬丸 118.67トン
兵庫県立水産試験所漁業調査船
- 実験日時 53年4月 日本海津居山沖で海況は至極平穏であった。
- 水深 1300m前後

4.2 実験結果

船を停船し、舷側より送信機を逐次垂下しながら計測を行なった訳であるが、被覆ワイヤーの垂下長は1000m繰り出した。受信機の水深指示は862mを記録した。これは、船の移動、あるいは潮の流れによって生じた、ふかしの現象であって垂下点より約30度ふかされた事になる。なお往復の計測所要時間は17分で完了する事ができる。表4は実験記録の一部であり、その結果を図25に示



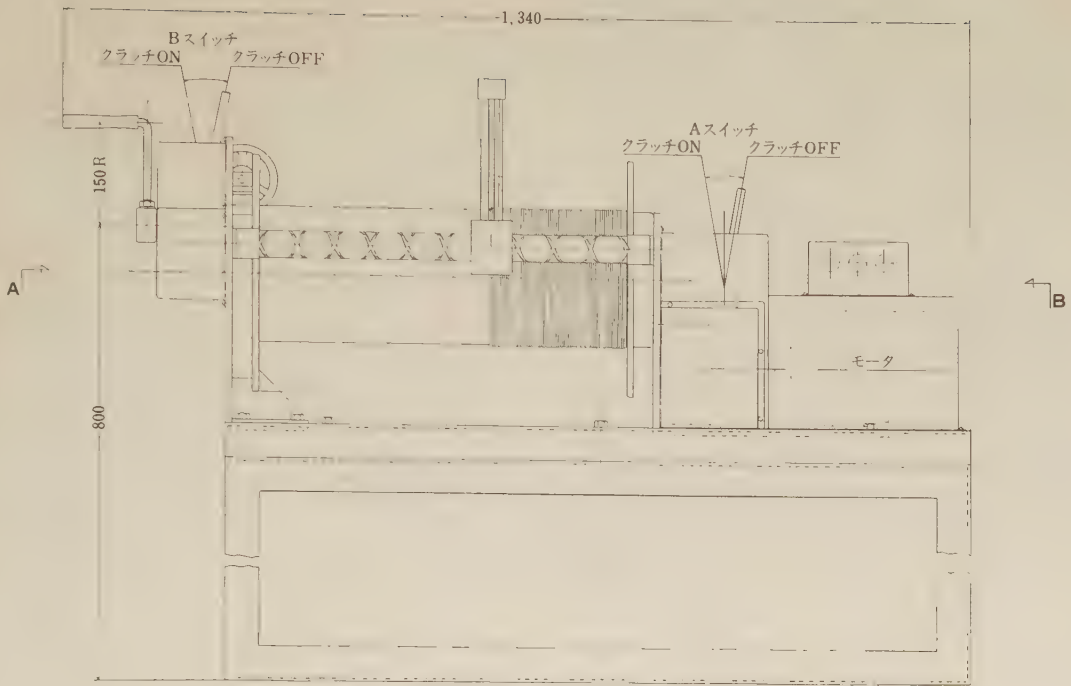


図24 ウィンチ正面全体
Winch

表4 表受信部の記録
Sample of record

A	B
00.4	388
00.4	390
00.3	392
00.3	394
00.2	395
00.2	397
00.2	399
00.2	401
00.1	402
00.2	404
00.1	406
00.1	408
00.1	410
00.1	411
00.1	413
00.0	415
00.0	417
00.0	419
00.0	420
00.0	422
00.0	424

A : 水温

B : 水深

した。

図25で解るように日本海津居山沖海域での1000m付近においては250m～400m水深の所に顕著な水温躍層があることがわかった。

また送信機の揚降の際に生じる往復の誤差はほとんどなく、これは温度センサーの応答特性がすぐれているからである。

なお、さらに昭和54年11月15日に追加実験を行なった。同じ日本海津居山沖28マイル海域450mまで垂下した結果が図26である。この図で示す様に揚降の誤差はほとんどなく温度センサーの応答特性のすぐれている事が証明された。また水温躍層も200m付近にあり先の4月と今回の11月との違いがはっきり示されている。

5. む す び

従来の垂下式水深水温計は、船上に吊り上げてからそのデータを読み取ると云うのがほとんどであって、まして高深度の水温を実時間で測定できるものは極く一部の大がかりな装置を除いて皆無に等しかった。それ等の欠

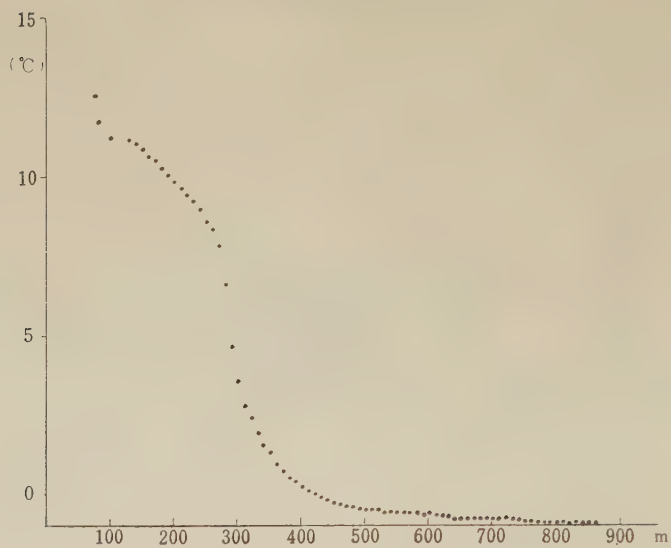


図25 実験結果
Result of experiment

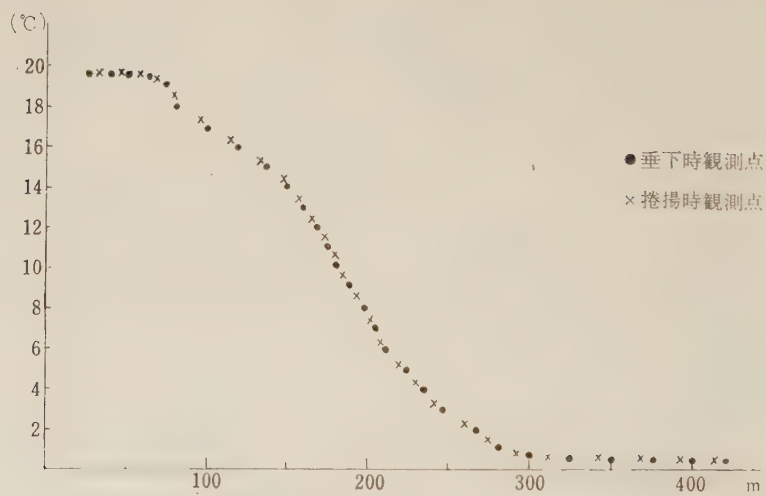


図26 実験結果
Result of experiment

点を解決したのが今回の試作器でありその特徴を列記すると以下の如くである。

- a 同長の多芯ケーブルと比較した場合、その径が半分以下となり、従ってその揚降リールは約 1/4 の容量ですみ非常に小型軽量ですむ。
- b 揚降途中船上において連続記録および表示することができる。いわゆる実時間観測ができる。
- c 従来のキャプタイヤーコード方式と違って 4.5φ ナイロン被覆ワイヤーを使用しているので抗張力が強く、また流体抵抗も少ないために潮流によるふかれの影響が少ない。
- d 高水圧のためピンホールによる海水の浸透があっても本方式は信号伝送には何んら支障を来たさない。従来の多芯ケーブルではこのような海水の浸透があれば即座に送信不可能となり、送信ケーブルの新替を余儀なくせられその費用もまた膨大である。

- e 被覆の剥離がひどい場合、ビニールテープを巻きつけるだけで簡単に完全復元できる。
- f 連続的に記録、表示、またアナログ出力も設けているので X Y レコーダの併用も可能である。
- g 送信機内蔵の電池は、二次電池を使用し外部から簡単に充電が可能となっている。なお、電池ライフは約 300 C である。
- h 海水スイッチを使用しているので電源の節約ならびに測定の簡易化を計った。
- i 揚降ウインチは、小型軽量でしかも遠隔操作ができ等速に揚降ができる。また手動による巻き上げおよびブレーキも備えているために、その操作にも安全を期している。

以上掲げたことが大きな特徴であるがこの高深度水深水温計の使用により、海洋観測に新しいきめこまかな観測方式の確立、ならびに新しい漁場の開発、効率良い漁法に大きく寄与することを期待するものである。

STUDIES ON THE SUSPENDING TYPE T. D. METER FOR DEEP SEA

By

Eiichi IMANARI, Akio IKEDA and Yoichi MIYANOHANNA

Summary

The authors designed a new type T. D. (temperature and depth) meter to observe the vertical distribution of the water temperature within a depth of 1,000 meters, using a special electrical transmission system in the sea. (Ref. to F.B.L. Rep. Vol. 29 Serial No. 67) Adopting this system, observers can take the temperature of the deep sea water without so large-scaled equipments as popularly used ones. The specification of this system is as follows.

1. Temperature

- 1) Measuring range $-2\sim 35^{\circ}\text{C}$
- 2) Accuracy $\pm 0.2^{\circ}\text{C}$
- 3) Response 200m sec below

2. Depth

- 1) Measuring range $0\sim 1000\text{m}$
- 2) Accuracy 0.1% above
- 3) Response 10m sec below

3. Water tight case (include transmitter)

- 1) Elevation speed 1 or 2m/sec (2 step control)
- 2) Weight 40kg
- 3) Size diameter 152.5mm, length 675mm

4. Winch

- 1) Weight 200kg
- 2) Reel size diameter 203.2cm, length 620cm
- 3) Power source 2PS. (1470 watt) AC Motor

超音波魚量計による魚群密度の測定理論

古澤 昌彦*・石井 憲*

目 次

1. はしがき	143	4. 理論の具体化	150
2. 魚群密度測定理論の概要	143	4.1 指向特性の検討	150
3. 魚群密度測定理論	144	4.2 等価パルスの決定	151
3.1 単体エコー	144	4.3 処理方式	153
3.2 群体エコー	145	5. むすび	154
3.3 等価指向角	146	参考文献	154
3.4 等価パルス	147	Summary	155
3.5 魚群密度の計算式	149		

1. はしがき

直接的に魚量を測定する方法として、魚群探知機の原理を応用した魚量計が注目されている。

筆者らは、超音波魚量計開発の第一歩として、養殖生實用の魚量計を開発した¹⁾²⁾。魚量計の理論やシステムを検証するためには、実数と測定結果が合致することを確かめる必要がある。生簀を用いれば、放養尾数を比較的簡単に確認できるので、魚量計開発のためには好都合である。

以下に述べる理論の確立のため、何回かにわたり生實用魚量計を試作し、それにより多数回の実験を行った。また、魚群エコーを計算機によってシミュレートし、その結果と理論とを比較した。これらの実験については、他の機会に報告するとして、今回は、このようにして実証された密度測定理論について報告するにとどめる。

本報で述べる理論の特長は、極めて複雑な魚群エコーの大きさを、指向特性やパルス波形を等価的に理想化することによって、簡単な尾数密度の関数とし、したがって、統一的で簡単なエコーの処理で密度を得られるようにした点である。

生簀と実際のフィールドとは、問題とする距離、魚の分布の仕方、測定系の動きなどに違いはあるが、基本的には同一と考えられる。したがって、ここに述べる理論は、若干の修正によってフィールドでも適用可能であろう。

2章では理論を概略的に述べ、3章で厳密に導びき、4章で実際の問題にふれる。

なお、本研究を進めるに当り御指導頂いた鹿児島大学工学部の間庭愛信教授に深謝致します。

2. 魚群密度測定理論の概要

本章では、次章の理論を概観する。

図1は、密度測定の原理図である。魚群は一様ランダ

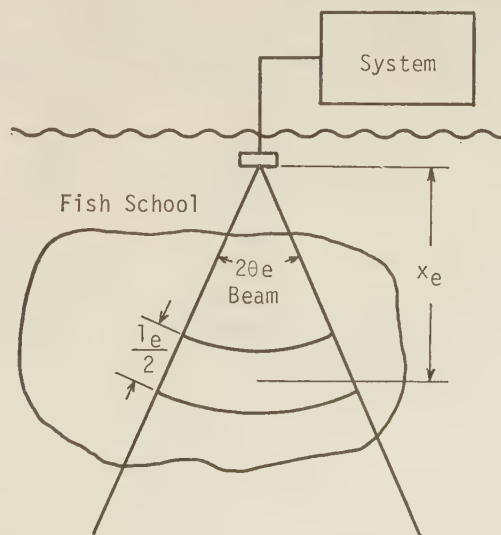


図1 密度測定の原理

Principle of density measurement

ムに、ビームとパルス長に比して広範囲に分布しているとする。

実際の指向性は複雑であるが、それを等価的に理想化して、図のように等価指向角 θ_e の扇形ビームを考慮することができる。また、パルス波形も一般的には矩形波と異なるが、それをパルス幅 τ_e の等価矩形波に置き換えることができる。

このように考えると、送波時点からある時間後の魚群エコーは、図のように、送受波器からの平均距離 x_e のところにある厚みがパルス長 $l_e = c\tau_e$ (c は音速) の1/2の球殻部分内にある魚による合成エコーとなる。この球殻部分の体積 (有効体積と呼ぶ) v は次式となる。

$$v = \pi x_e^2 (1 - \cos \theta_e) l_e \dots\dots\dots (1)$$

魚群の平均尾数密度を n とし、以下、この有効体積内の魚 nv 尾による反射を考える。

送波器から単位距離の送波音圧 P_e は、この魚群に達するまでに、拡散減衰のため $1/x_e$ 倍に、吸収減衰のため $10^{-0.05\alpha x_e}$ (α は吸収係数 [dB/単位距離]) 倍となる。魚群への入射波は反射されて受波器に向う。魚群の反射率は、単体魚の平均反射率 γ に尾数の平方根を掛けた値となるから、いまの場合 $(nv)^{1/2}\gamma$ である。反射波も受波器に至るまでに、入射波と同じ減衰を受ける。以上により、受波音圧の大きさ P_r は次式であらわせる。

$$\begin{aligned} P_r &= P_e \frac{1}{x_e} 10^{-0.05\alpha x_e} (nv)^{\frac{1}{2}} \gamma \frac{1}{x_e} 10^{-0.05\alpha x_e} \\ &= P_e \frac{10^{-0.1\alpha x_e}}{x_e^2} (nv)^{\frac{1}{2}} \gamma \dots\dots\dots (2) \end{aligned}$$

前置増幅器出力電圧 E_r は、受波器の受波感度を M 、受信器利得を G_r とすれば次式となる。

$$E_r = P_r M G_r \dots\dots\dots (3)$$

(1), (3)を(2)に代入し整理すれば、

$$n = \frac{1}{\pi c \tau_e (P_e M G_r)^2 (1 - \cos \theta_e)} x_e^2 10^{0.2\alpha x_e} \frac{1}{\gamma^2} E_r^2 \dots\dots\dots (4)$$

となる。

この式によれば、注目する距離 x_e 付近における平均密度は、受信電圧を、電気音響係数、距離に関する係数、単体反射率を考慮して処理すれば、得られることがわかる。

3. 魚群密度測定理論

本章では(4)をより厳密に導く。

3.1 で単体魚によるエコーの性質を調べ、3.2 ではそれを合成し、群体エコーについて調べる。3.3 と 3.4 では、指向特性及びエコー波形をそれぞれ等価的に理想化

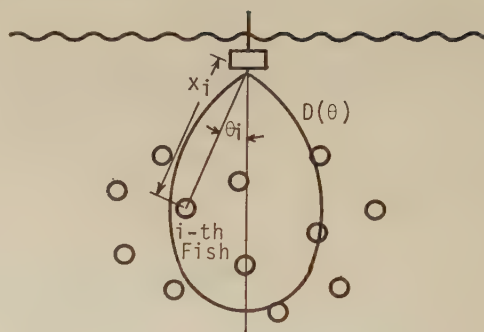


図2 座標系
Coordinate system

する。その結果、3.5 に示すように、密度の計算式が簡単に導びける。

3.1 単体エコー

まず、一尾の魚による単体エコーについて考える。

指向性主軸上の単位距離における送波パルス音圧の振幅を P_s とし、図2に示すように、送波器と特定の単体魚 (i 魚) を結ぶ方向の指向性主軸からの角度を θ_i 、送波器と i 魚間の距離を x_i とする。送波器の音圧指向性関数の絶対値を $D_s(\theta)$ とし、その特性は軸について対称とする。 i 魚に入射する音圧振幅は、魚群による多重反射及び透過損失を無視し、簡単のため $10^{0.05\alpha} = \beta$ において、

$$P_s D_s(\theta_i) \frac{\beta^{-x_i}}{x_i} \dots\dots\dots (5)$$

となる。

$\gamma_i(\theta_i)$ を i 魚の、反射の指向性も考慮した音圧反射率とすれば、この入射音圧の $\gamma_i(\theta_i)$ 倍が θ_i 方向の単位距離の点に反射される。ここで用いる反射率は、反射体から単位距離での反射音圧の入射音圧に対する比で定義され、通常用いられるターゲットストレングス T_s 及び散乱断面積 σ とは、次式で関係づけられる。

$$\gamma = T_s^{\frac{1}{2}} \left(\frac{\sigma}{4\pi} \right)^{\frac{1}{2}} \dots\dots\dots (6)$$

魚の寸法が音波の波長に較べ極端に大きくないと仮定すれば、反射体としての魚は点音源と考えてよい (この反射機構を点反射と呼ぶ)。したがって、送波器と同一場所に指向性主軸を描いて置かれた受波器に入る音圧は、

$$P_s D_s(\theta_i) \frac{\beta^{-2x_i}}{x_i^2} \gamma_i(\theta_i) \dots\dots\dots (7)$$

であらわせる。

(7)は受波器に到達する反射波振幅であるが、これが受

波されると、受波器の指向性関数を $D_r(\theta)$ 、受波感度を M とした場合、 $MD_r(\theta_i)$ 倍されて受信器入力となる。そこで、(7)を $D_r(\theta_i)$ 倍したものが受波音圧振幅であるとして、無指向性受波器で受波すると想定しても、事実には変りはない。よって、送受総合の指向性関数を、

$$D^2(\theta) = D_s(\theta) D_r(\theta) \quad \dots\dots\dots (8)$$

とおくと、(7)から単体エコーの音圧振幅は

$$P_s D^2(\theta_i) \frac{\beta^{-2x_i}}{x_i^2} \gamma_i(\theta_i) \quad \dots\dots\dots (9)$$

となる。

以上までは、パルス波形が完全な矩形であるとして考えたが、実際には、発射パルス自身が矩形でなく、反射、受波によってもパルス波形が変化するので、振幅の定義自体が明確でない。また、単体エコーにパルスとしての性格を持たせる必要がある。各魚からのエコーの波形は、それぞれ若干は異なるはずであるが、魚体に関する諸元がほぼ同様であれば、エコーの包絡線の波形として、それらの平均的な形をとることができる。そこで、次のような波形関数 $a(t)$ を導入する。

$$a(t) = \begin{cases} a(t) (0 \leq t \leq \tau_M, P_s \text{ を測定した点で } 1) & \dots\dots\dots (10) \\ 0 & (t < 0, t > \tau_M) \end{cases}$$

ここに、 τ_M は図3に示した最大パルス長であり、 $a(t)$ は測定上の便から P_s を測定した点で1とする (4.2 参照)。図3の例では極大点で $a(t)=1$ とした。

この波形関数を用いれば、単体エコーの包絡線 P_{ri} を次式で示すことができる。

$$P_{ri} = P_s A_i a(t - \frac{2x_i}{c}) \quad \dots\dots\dots (11)$$

ここに、 c は音速、 t は送波時点を規準とした時間、 A_i は(9)により次式で示される。

$$A_i = D^2(\theta_i) \frac{\beta^{-2x_i}}{x_i^2} \gamma_i(\theta_i) \quad \dots\dots\dots (12)$$

図3は、(11)を概念的に示す。 $a(t)$ は受信器入力の単体エコーの波形であり、一般に送信波形とは異なるが、(11)からわかるように、 $P_s a(t)$ なるパルスが送波され、それが、指向特性、伝搬、反射により A_i 倍され、往復伝搬

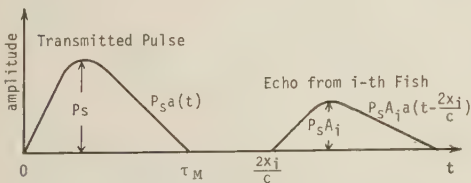


図3 単体魚のエコー
Echo from a single fish

時間遅れて、受波されると考えてよい。結局、(11)は無指向性かつ波形を変化させない受波器で受波されることを前提とした、 i 魚によるエコー音圧パルスの包絡線をあらわすことになる。

単体エコーの瞬時値 p_{ri} は、送信波の角周波数を ω 、 i 魚によるエコーのキャリアの初期位相を φ_i とすると、

$$p_{ri} = P_{ri} \sin(\omega t + \varphi_i) \quad \dots\dots\dots (13)$$

であらわせる。

3.2 群体エコー

単体エコーの音圧を全尾数 N について合成すれば、群体エコーの音圧が得られる。

この群体エコーの音圧の瞬時値を p_r とすると、(13)を用いて、

$$\begin{aligned} p_r &= \sum_{i=1}^N P_{ri} \sin(\omega t + \varphi_i) \\ &= (\sum P_{ri} \cos \varphi_i) \sin \omega t + (\sum P_{ri} \sin \varphi_i) \cos \omega t \\ &= P_r \sin(\omega t + \tan^{-1} \frac{\sum P_{ri} \sin \varphi_i}{\sum P_{ri} \cos \varphi_i}) \quad \dots\dots\dots (14) \end{aligned}$$

ただし、

$$\begin{aligned} P_r^2 &= (\sum P_{ri} \cos \varphi_i)^2 + (\sum P_{ri} \sin \varphi_i)^2 \\ &= \sum_{i=1}^N P_{ri}^2 + \sum_{i \neq j}^N P_{ri} P_{rj} \cos(\varphi_i - \varphi_j) \quad \dots\dots\dots (15) \end{aligned}$$

となる。 P_r は(14)からわかるように群体エコーの振幅であり、以下、この大きさを中心に考える。また、(15)の第一項を基本成分、第二項を干渉成分と呼ぶ。

図4に、距離 x と時間 t の関係を、便宜上軸を横向にして、模式的に示した。いま、ある時間 t_2 に着目する。 $a(t)$ は(10)の特性を持っているので、 t_2 に群体エコーに影響を及ぼす魚は、送受波器からの距離 $x_1 \sim x_2$ にいるこ

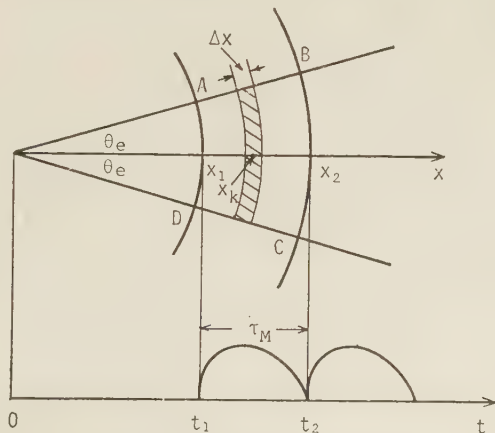


図4 距離と時間の関係
Relation between range and time

となる。よって(14), (15)における N は, $x_1 \sim x_2$ にいる魚の尾数 N_t としてよいから, (15)は $\varphi_{ij} = \varphi_i - \varphi_j$ として,

$$P_r^2 = \sum_{i=1}^{N_t} P_{ri}^2 + \sum_{i \neq j}^{N_t} P_{ri} P_{rj} \cos \varphi_{ij} \quad \dots\dots\dots (16)$$

となる。

この N_t は, ビームが鋭く, パルス幅が短かく, t_2 が小さく, 魚群密度が小さい程小さい。 N_t が小さいと, 魚が一樣ランダムに分布しているとみなせず, しかも N_t 自体も時間的に変化するから, (11)と(16)とからわかるように, 基本成分, 干渉成分とも各送信に対してかなりあはれる。

干渉成分における φ_{ij} は i 魚と j 魚の単体エコーのキャリアの位相差であり, 主に伝搬経路差によって決まる。この経路差は, 反射体相互の間隔が音波の波長に対して極端に小さくないとすると, $0 \sim 2\pi$ の確率密度 $1/(2\pi)$ の確率変数と考えられる。 $s = \cos \varphi$ は,

$$P_{rh}(s) = \frac{1}{\pi \sqrt{1-s^2}} \quad \dots\dots\dots (17)$$

なる確率密度関数をもつから, ± 1 付近の値をとり易く, したがって, N_t が小の場合には, 干渉成分の絶対値は大きくなり易い。

ビームを広くし, パルス幅を大きくすることは, 分解能の点から制限されるので, 基本成分のあはれを小さくし, 干渉成分を無視できるようにするために, (16)の集合平均を考える。実際には, 多数回 (L 回とする) の送信波に対する各受信音圧 (群体エコーの音圧) を, 送信時からの時間 t をそろえて, 各瞬時に於いて平均する。 $E_L\{ \}$ でこの平均操作をあらわし, $N_{tk} (k=1, 2, \dots, L)$ を各送信における N_t の値, N_{tm} をそれらの平均値とする。

まず, 基本成分の平均は

$$E_L\left\{\sum_{i=1}^{N_t} P_{ri}^2\right\} = \frac{1}{L} \sum_{k=1}^L \sum_{i=1}^{N_{tk}} P_{ri}^2 = \frac{1}{L} \sum_{i=1}^{LN_{tm}} P_{ri}^2 \quad \dots\dots\dots (18)$$

となる。この式を見ると, 各送信に対し魚の分布は変るが, L 回の平均をとることにより, 各送信に対する分布が全て重ね合わされ, $x_1 \sim x_2$ の距離に一樣ランダムかつ密に魚が分布していると想定でき, したがって, この結果のあはれも少なくなることがわかる。

一方, 干渉成分の平均は, 通常集合平均を $E\{ \}$ であらわすと,

$$\begin{aligned} E_L\left\{\sum_{i \neq j}^{N_t} P_{ri} P_{rj} \cos \varphi_{ij}\right\} &= \frac{1}{L} \left\{ \sum_{k=1}^L \sum_{i \neq j}^{N_{tk}} P_{ri} P_{rj} \cos \varphi_{ij} \right\} \\ &\simeq E\left\{\sum_{i \neq j}^{N_{tm}} P_{ri} P_{rj} \cos \varphi_{ij}\right\} \quad \dots\dots\dots (19) \end{aligned}$$

となる。 $P_{ri} P_{rj}$ と位相差 φ_{ij} とは独立であり, N_{tm} は有限な値であるから, (17)を用いて上式は,

$$\begin{aligned} &= 2 \left(\frac{N_{tm}}{2} \right) E\{P_{ri} P_{rj}\} E\{\cos \varphi_{ij}\} \\ &= N_{tm} (N_{tm} - 1) E\{P_{ri} P_{rj}\} \int_{-1}^1 \frac{s}{\pi \sqrt{1-s^2}} ds \\ &= 0 \quad \dots\dots\dots (20) \end{aligned}$$

となる。よって, L を大きくすることにより, 干渉成分は無視し得る。

(18)と(20)とにより, P_r^2 の平均値は

$$E_L\{P_r^2\} = \frac{1}{L} \sum_{i=1}^{LN_{tm}} P_{ri}^2 \quad \dots\dots\dots (21)$$

のように基本成分のみによってあらわされる。以下の議論では, 表現の簡単化のため, (16)の基本成分のみをとって,

$$P_r^2 = \sum_{i=1}^{N_t} P_{ri}^2 \quad \dots\dots\dots (22)$$

を基に考察をすすめるが, これは N_t が大の場合には(21)に一致し, N_t が小さい場合にも, 実際には平均操作を行うので, 仮想的に N_t が大なるものとする。

3.3 等価指向角

(11)を(22)に代入すれば, 受信音圧が求まる。しかし, (11)は複雑であるので, 目的とする受信音圧と魚群密度との簡単な関係は得られない。そこで, 本節ではまず, 指向特性を理想化する。

いま, 理想的な指向性関数

$$D'(\theta) = \begin{cases} 1 & (0 \leq \theta \leq \theta_e) \\ 0 & (\theta > \theta_e) \end{cases} \quad \dots\dots\dots (23)$$

を導入し, θ_e を等価指向角と呼ぶ。この扇形ビームによって切られる図4の球殻部分ABCD内の魚の尾数を N_θ とし, このビーム内に入る魚の背部の反射率の平均値を γ とする。このように仮定し, $t=t_2$ とすると, (11)は,

$$\begin{aligned} P_{ri} &= P_s \frac{\beta^{-2x_i}}{x_i^2} \gamma a(t_2 - \frac{2x_i}{c}) \quad \dots\dots\dots (24) \\ (i &= 1, 2, \dots, N_\theta) \end{aligned}$$

のように簡単になる。

この理想的指向性関数の導入によって, 実際の音圧に変化をきたさないためには, (22)によって,

$$P_r^2 = \sum_{i=1}^{N_t} P_{ri}^2 = \sum_{i=1}^{N_\theta} P_{ri}^2 \quad \dots\dots\dots (25)$$

が成立しなければならない。つまり, この式から θ_e を決めれば, (23)のように指向性関数を理想化できる。

(25)に(11)と(24)を代入し, $a_i = a(t_2 - 2x_i/c)$ と略記すると,

$$\begin{aligned} \sum_{i=1}^{N_i} P_s^2 D^4(\theta_i) \gamma_i^2(\theta_i) \frac{\beta^{-4x_i}}{x_i^4} a_i^2 \\ = \sum_{i=1}^{N_\theta} P_s^2 \gamma^2 \frac{\beta^{-4x_i}}{x_i^4} a_i^2 \dots\dots\dots (26) \end{aligned}$$

となる。左辺における θ_i の関数と x_i の関数とは独立であり、 x_i の関数の平均値は両辺で等しいから、

$$\sum_{i=1}^{N_i} D^4(\theta_i) \gamma_i^2(\theta_i) = \sum_{i=1}^{N_\theta} \gamma^2 \dots\dots\dots (27)$$

となる。左辺において、 θ_i が小さい場合、魚の姿勢が遊泳の際の方向変化、ピッチング、ローリングなどによって変化し、また、送受波器もある程度揺れるために、 $D(\theta_i)$ と $\gamma_i(\theta_i)$ とは独立とみなせ、したがって、 $\gamma_i(\theta_i)$ を θ_i が小さい場合の平均値 γ であらわすことができる。また、 θ_i が大きいと、 $D^4(\theta_i)$ が急激に小さくなるため、この場合にも $\gamma_i(\theta_i)$ を γ で近似しても大きな誤差とはならない。よって、次式が成立するとしてよい。

$$\sum_{i=1}^{N_i} D^4(\theta_i) = \sum_{i=1}^{N_\theta} 1^4 \dots\dots\dots (28)$$

この式をもとにして、 θ_e を $D(\theta)$ の関数として求める。そのために、距離 $x_1 \sim x_2$ の球殻を、図5で斜線を施したような断面をもつ球殻部分に分割し、その各々に N_i 又は N_θ 尾の魚を割付ける。

魚が指向性主軸に対して対称に θ_M まで分布しているとし、この θ_M を m 等分したものを $\Delta\theta$ とし、 m' を次式で定める。

$$\begin{aligned} \theta_M &= m \Delta\theta \\ \theta_e &= m' \Delta\theta \dots\dots\dots (29) \end{aligned}$$

図5の分割球殻部分の体積 $\Delta v(\theta)$ は、角度 θ に対する立体角が $2\pi(1-\cos\theta)$ であるから、 $l_M = x_2 - x_1$ として、

$$\Delta v(\theta) = \frac{4\pi}{3} (x_2^3 - x_1^3) \times \frac{2\pi}{4\pi} [1 - \cos(\theta + \frac{\Delta\theta}{2})]$$

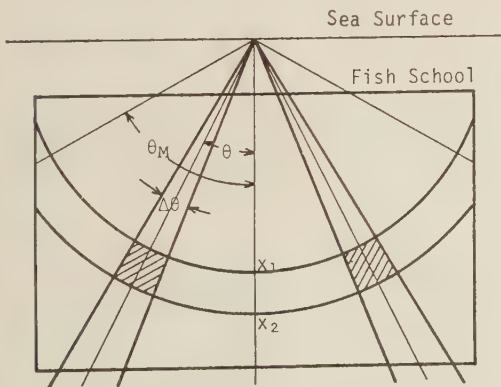


図5 等価指向角の誘導
Derivation of equivalent beam angle

$$\begin{aligned} -[1 - \cos(\theta - \frac{\Delta\theta}{2})] \\ = 2V_1 \sin\theta \sin\frac{\Delta\theta}{2} \dots\dots\dots (30) \end{aligned}$$

ここに V_1 は、距離 $x_1 \sim x_2$ の球殻体積の半分であり、

$$V_1 = \frac{\pi}{6} l_M \{3(x_1 + x_2)^2 + l_M^2\} \dots\dots\dots (31)$$

である。

距離 $x_1 \sim x_2$ 付近の平均魚群密度 n とすると、(28)の左辺では、 $n \Delta v(j\Delta\theta)$ 尾の魚に $D^4(j\Delta\theta)$ が対応するようにブロック化でき、右辺も同様に考えられるから、

$$\sum_{j=1}^m D^4(j\Delta\theta) n \Delta v(j\Delta\theta) = \sum_{j=1}^{m'} n \Delta v(j\Delta\theta) \dots\dots\dots (32)$$

が得られる。この式に(30)を代入し、 $\Delta\theta \rightarrow 0$ として、(29)の関係を用いると、(32)は積分で表現できる。

$$\int_0^{\theta_M} D^4(\theta) \sin\theta d\theta = \int_0^{\theta_e} \sin\theta d\theta = 1 - \cos\theta_e \dots\dots\dots (33)$$

$$\therefore \theta_e = \cos^{-1} [1 - \int_0^{\theta_M} D^4(\theta) \sin\theta d\theta] \dots\dots\dots (34)$$

ところで、魚群の分布範囲に比してビームが鋭く、 $\theta > \theta_M$ で $D^4(\theta) \approx 0$ が成立すれば、(34)の積分の上限を $\pi/2$ とおくことができ、この場合の等価指向角は、送受の指向特性 $D^2(\theta)$ が測定されれば、一義的に定まる。

以上により、実際の指向特性は、理想的な扇形指向特性に置き換えられ、(11)は(24)のように簡単化された。等価指向角は(25)をもとにして得られたので、この理想化によって実際の音圧 P_r の大きさに変化はない。

3.4 等価パルス

次に、(24)をさらに簡単にするために、パルス波形及び x_i を理想化する。すなわち、図6に示すように、送波振

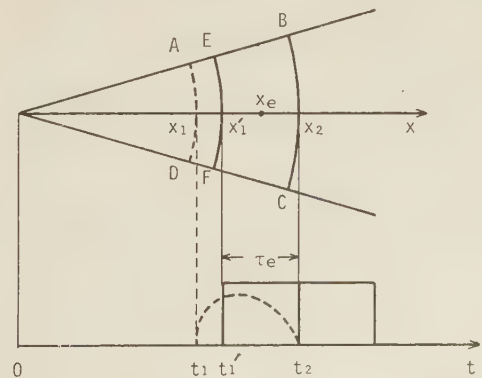


図6 等価矩形パルス
Equivalent square pulse

幅 P_e , パルス幅 τ_e なる等価矩形パルスを導入する。図からわかるように, この理想化されたパルスによりある瞬時 t_2 に受信波に影響を及ぼす魚は, 距離 $x_1' \sim x_2$ の球殻部分 EBCF 内にあることになる。また, 距離 x_i は全て x_1' と x_2 の平均値 x_e であるとする。

図から以下の式が成立する。

$$\tau_e = t_2 - t_1' = \frac{2}{c} (x_2 - x_1') \quad \dots\dots (35)$$

$$\therefore x_2 - x_1' = \frac{c\tau_e}{2} = \frac{l_e}{2}$$

$$x_e = \frac{x_1' + x_2}{2} = x_2 - \frac{l_e}{4} = \frac{c}{2} (t_2 - \frac{\tau_e}{2})$$

球殻部分 EBCF の体積を有効体積 v とし, この v 内の尾数を N_0 とすると, $x_1 \sim x_2$ 付近の平均魚群密度が n であるとしたから,

$$N_0 = nv \quad \dots\dots (36)$$

が成立する。

以上の理想化を行うと, (24)は,

$$P_{ri}'' = P_e \frac{\beta^{-2x_e}}{x_e^2} \gamma \quad \dots\dots (37)$$

$$(i=1, 2, \dots, N_0; t=t_2)$$

この理想化を行っても実際の首圧の大きさに変化がないためには, (23)から,

$$P_r^2 = \sum_{i=1}^{N_0} P_{ri}^2 = \sum_{i=1}^{N_0} P_{ri}''^2 \quad \dots\dots (38)$$

が成立する必要がある。

この式に (24) (37)を代入すると次式となる。

$$P_s^2 \gamma^2 \sum_{i=1}^{N_0} \frac{\beta^{-4x_i}}{x_i^4} a^2(t_2 - \frac{2x_i}{c}) = P_e^2 \gamma^2 N_0 \frac{\beta^{-4x_e}}{x_e^4} \quad \dots\dots (39)$$

$\alpha(x_e - x_i)$ は非常に小さいから,

$$\beta^{-4x_i} = 10^{-0.2\alpha x_i} 10^{0.2\alpha(x_e - x_i)} \simeq 10^{-0.2\alpha x_e} = \beta^{-4x_e} \quad \dots\dots (40)$$

という近似を用いることができる。よって (39)は,

$$B_1 = P_s^2 \sum_{i=1}^{N_0} \frac{a^2(t_2 - 2x_i/c)}{x_i^4} = P_e^2 N_0 \frac{1}{x_e^4} = B_2 \quad \dots\dots (41)$$

と簡単になる。

θ_e を求める際には, 角度 θ について分割したが, 今度は距離 x について分割する。図4の斜線を施した部分のように, 距離 $x_1 \sim x_2$ の球殻部分を, 厚さ Δx の K 個の球殻部分に分割し, その各微小球殻部分の平均半径を x_k とする。第 k 番目の分割球殻部分の体積 $\Delta v(x_k)$ は, (30)と同様にして,

$$\Delta v(x_k) = \frac{4\pi}{3} \{ (x_k + \frac{\Delta x}{2})^3 - (x_k - \frac{\Delta x}{2})^3 \}$$

$$\times \frac{2\pi}{4\pi} (1 - \cos \theta_e)$$

$$= 2\pi \Delta x (x_k^2 + \frac{\Delta x^2}{12}) (1 - \cos \theta_e) \quad \dots\dots (42)$$

$$\simeq 2\pi x_k^2 (1 - \cos \theta_e) \Delta x \quad \dots\dots (43)$$

となる。

よって, (41)の左辺は, 次式で表わせる。

$$B_1 \simeq P_s^2 \sum_{k=1}^K n \Delta v(x_k) \frac{a^2(t_2 - 2x_k/c)}{x_k^4}$$

$$\simeq 2\pi n P_s^2 (1 - \cos \theta_e) \int_{x_1}^{x_2} \frac{1}{x^2} a^2(t_2 - \frac{2x}{c}) dx \quad \dots\dots (44)$$

(35)から, 一般に $x = ct/2$ であるから,

$$B_1 = \frac{4\pi}{c} n P_s^2 (1 - \cos \theta_e) \int_{t_1}^{t_2} \frac{a^2(t_2 - t)}{t^2} dt \quad \dots\dots (45)$$

$t_2 - t$ を新たに t とすると, 図4から $t_2 - t_1 = \tau_M$ であるから,

$$B_1 = \frac{4\pi}{c} n P_s^2 (1 - \cos \theta_e) \int_0^{\tau_M} \frac{a^2(t)}{(t_2 - t)^2} dt \quad \dots\dots (46)$$

となる。

次に (41)の右辺について考える。有効体積 v は, (42)の Δx に $l_e/2$ を, x_k に x_e を代入して,

$$v = \pi l_e (x_e^2 + \frac{l_e^2}{48}) (1 - \cos \theta_e) \quad \dots\dots (47)$$

となるが, $l_e^2/48 = 0$ とした近似式(1)を用いる。近距離を問題にする場合には, この近似による誤差は無視し得ないが, この誤差については他の誤差とともに後に調べる。(1), (36)と(41)とから,

$$B_2 = nv \frac{P_e^2}{x_e^4} = \pi n P_e^2 (1 - \cos \theta_e) l_e \frac{1}{x_e^2} \quad \dots\dots (48)$$

(35)により距離を時間に変換して,

$$B_2 = \frac{4\pi}{c} n P_e^2 (1 - \cos \theta_e) \frac{\tau_e}{(t_2 - \tau_e/2)^2} \quad \dots\dots (49)$$

が得られる。

(46)と(49)とを等置して, τ_e 及び P_e を決定すれば, (38)が成立するわけであるが, まず, 近似を行う。遠距離を対象にする場合は,

$$t_2 \gg \tau_e, \tau_M \quad \dots\dots (50)$$

が成立するので, (46), (49)式において

$$t_2 - t \simeq t_2, \quad t_2 - \tau_e/2 \simeq t_2 \quad \dots\dots (51)$$

とおける。 $B_1 = B_2$ にこの関係を代入すれば,

$$P_e^2 \tau_e = P_s^2 \int_0^{\tau_M} a^2(t) dt \quad \dots\dots (52)$$

となる。これは, 送波パルスについて, 実際のパルスの

エネルギーと等価パルスのエネルギーとが等しいということである。

ところが、50の条件が成立しない近距離をも問題にしなければならない場合には、49からわかるように、 τ_e の値によっては測定密度に大きな誤差が生ずる。そこで、40が成立しない場合について、 τ_e の決定方法を考察する。

46と49を等置すると、特定の t_2 に対して、 τ_e 又は P_e の一方は任意に選べる事がわかる。そこで、50が成立しない場合でも52が成立するものとしてよい。すると、 τ_e は観測時間 t_2 の関数となり、全ての t_2 について $B_1=B_2$ とすることはできない。そこで、ある値以上の t_2 で、 B_1 の B_2 に対する誤差

$$\varepsilon = \frac{B_1 - B_2}{B_2} \dots\dots\dots 53$$

が、許容値以下であればよいとする。

この式に、46, 49, 52を代入すれば、次式が得られる。

$$\varepsilon = \frac{\int_0^{\tau_M} a^2(t) f(t) dt}{\int_0^{\tau_M} a^2(t) dt} \dots\dots\dots 54$$

ただし、

$$f(t) = \left(\frac{t_2 - \tau_e/2}{t_2 - t} \right)^2 - 1 \dots\dots\dots 55$$

この ε は、実際の波形を矩形波で近似すること、実際の有効体積47を(1)で近似すること、 x_i を x_e で近似すること、による総合的誤差である。よって、至近距離で非常に大きくなることが想像できる。しかし、 t_2 がパルス幅の2倍位になれば、適当な τ_e を決めることにより、 ε をかなり小さくすることができる。具体的問題につい

$$\begin{array}{l} 1) \quad P_{ri} = P_s D^2(\theta_i) \frac{10^{-0.1\alpha x_i}}{x_i^2} \gamma(\theta_i) a\left(t - \frac{2x_i}{c}\right) \\ \quad \quad \quad \downarrow \quad \quad \quad \downarrow \quad \quad \quad \downarrow \\ 2) \quad P'_{ri} = P_s \quad 1^2 \quad \frac{10^{-0.1\alpha x_i}}{x_i^2} \quad \gamma \quad a\left(t - \frac{2x_i}{c}\right) \\ \quad \quad \quad \downarrow \quad \quad \quad \downarrow \quad \quad \quad \downarrow \\ 3) \quad P''_{ri} = P_e \quad \frac{10^{-0.1\alpha x_e}}{x_e^2} \quad \gamma \quad 1 \\ \quad \quad \quad \downarrow \quad \quad \quad \downarrow \quad \quad \quad \downarrow \\ 4) \quad P_r^2 = \sum_{i=1}^N P_{ri}^2 = \sum_{i=1}^N P'_{ri}^2 = \sum_{i=1}^N P''_{ri}^2 \\ \quad \quad \quad \downarrow \quad \quad \quad \downarrow \quad \quad \quad \downarrow \\ \quad \quad \quad \theta_e \quad P_e, \tau_e \end{array}$$

図7 エコーの理想化の過程
Flow of idealization of echo.

ては、4.2で述べる。

54にもとづいて τ_e を決定し、52から P_e を決定し、53から x_e を決定すれば、これらの決定方法の基本は58であったから、等価パルスの導入によって、実際の受信音圧の大きさの変化はほとんど生じない。

3.5 魚群密度の計算式

本節では、以上の議論を振り返り、魚群密度の計算式を導びくとともに、測定誤差について言及する。

図7に、エコーの理想化の過程をまとめた。矢印は理想化される量を示している。このような理想化を行うためには、下段に示したように、等価指向角、等価パルスを導入しなければならない。

最終的な密度の計算式は、56~58及び(1)によって簡単に得られる。

$$\begin{aligned} P_r^2 &\approx \sum_{i=1}^{N_0} P''_{ri}^2 = n v P''_{ri}^2 \\ &= \pi c \tau_e P_e^2 (1 - \cos \theta_e) \frac{\beta^{-4x_e}}{x_e^2} \gamma^2 n \dots\dots\dots 56 \end{aligned}$$

$$\therefore n = \frac{1}{\pi c \tau_e P_e^2 (1 - \cos \theta_e) \gamma^2} x_e^2 \beta^{4x_e} P_r^2 \dots\dots\dots 57$$

次に、密度 n を前置増幅器出力電圧 E_r であらわす。3.1に述べたことにより、受波は、波形を変えずしかも無指向性の受波器で行われると考えて良いから、(3)が成り立つ。(3)を57に代入すると、

$$\begin{aligned} n &= \frac{1}{\pi c \tau_e (P_e M G_r)^2 (1 - \cos \theta_e)} x_e^2 10^{0.2\alpha x_e} \\ &\times \frac{1}{\gamma^2} E_r^2 \dots\dots\dots 58 \end{aligned}$$

となり、(4)が導びけた。この式における x_e は、55で t_2 が任意の観測時間であったからこれを新たに t とおき

$$x_e = -\frac{c}{2} \left(t - \frac{\tau_e}{2} \right) \dots\dots\dots 59$$

で示される。この式における $\tau_e/2$ は、パルス幅によるエコーの時間的遅れを示すから、パルス幅遅れと呼ぶ。

最後に、測定密度の理論上の誤差について考える。59~(41)及び53から、

$$\begin{aligned} P_r^2 &= \gamma^2 \beta^{-4x_e} B_1 = (1 + \varepsilon) \gamma^2 \beta^{-4x_e} B_2 \\ &= (1 + \varepsilon) \sum_{i=1}^{N_0} P''_{ri}^2 \dots\dots\dots 60 \end{aligned}$$

56における n の係数を C 、測定密度を n' 、実際の密度を n とすれば、56, 60は、それぞれ、

$$\begin{aligned} P_r^2 &= C n' \\ P_r^2 &= (1 + \varepsilon) C n \dots\dots\dots 61 \end{aligned}$$

となることがわかる。よって、測定密度の誤差は、

$$\frac{n'-n}{n} = \varepsilon \quad \dots\dots\dots (62)$$

となり、54がそのまま測定密度の誤差となることがわかる。

4. 理論の具体化

本章では、3章で展開した理論を実際的な面から検討する。

4.1 指向特性の検討

3.3 にもとずき、密度測定用送受波器の指向特性について検討する。

測定密度は58に見るように、受信波のパワーに比例する。そこで、送受波器自体の指向性より、魚群による反射も考慮に入れた反射波パワーの指向特性の方が実際的には重要である。これによって、サイドローブの反射波パワーに影響する度合、反射パワーに寄与する限界の角度など、魚群密度測定上又はシステム設計上の重要な事項を明らかにすることができる。

33の導出方法からわかるように

$$R(\theta) \equiv D^4(\theta) \sin \theta \quad \dots\dots\dots (63)$$

は、反射波パワーの指向性関数ともいうべきもので、これは又、角度に対する反射波パワーの密度とも考えられる。よって、

$$\eta(\theta_1, \theta_2; \theta_M) = \frac{\int_{\theta_1}^{\theta_2} R(\theta) d\theta}{\int_0^{\theta_M} R(\theta) d\theta} \quad \dots\dots\dots (64)$$

を考えると、これは角度 $\theta_1 \sim \theta_2$ に含まれる反射波パワーの全反射波パワーに対する寄与率を示すことになる。

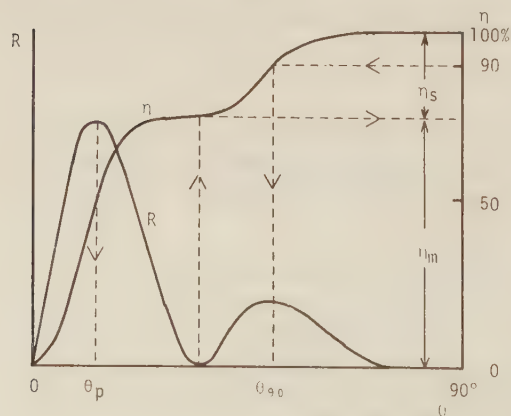


図8 反射波パワーの指向性及び寄与率
Directivity function of echo power and contribution factor.

図8には、 $R(\theta)$ と $\eta(0, \theta; \pi/2)$ を模式的に示した。 $R(\theta)$ は、 θ が小だと、63において、

$$D(\theta) \approx 1, \sin \theta \approx \theta$$

とおけるので、 θ にはほぼ比例して増加する。メインローブでは、 $D(\theta)$ は減少し、 $\sin \theta$ は増加するので、 θ_p で $R(\theta)$ は最大となり、その後減少し、第1零で極小となる。その後は、サイドローブの数だけ山ができるが、 $\sin \theta$ が増加する分だけ拡大される。一方、 η は R の積分値なので、 θ 小で θ^2 に比例して増加し、 θ_p 付近で急激に大きくなり、第1零付近ではほぼ平坦になり、その後は、サイドローブがあると上昇後平坦という特性をサイドローブの数だけ繰り返す。この図には、メインローブの寄与率(η_m)サイドローブの寄与率(η_s)、例えば90%の反射波パワーが含まれる限界角度 θ_{90} (90%ビーム角と呼ぶ)なども示した。

密度測定にとって良い指向特性は、 η_s が小さいこと、メインローブの特性が大きくなすそをひかないこととすると、例えば

$$\xi = \frac{\theta_{90} - \theta_{50}}{\theta_{50}} \quad \dots\dots\dots (65)$$

が小さい程良いことになる。

浅い魚群や大きな魚群に対しては、34のところで説明したように、 $\theta_M = \pi/2$ においても大きな誤差は生じない。しかし、深い魚群やビームに比して小さい魚群に対しては、このようにおくと誤差が大きくなる。そこで、この点について検討する。いま、 $\theta_M = \pi/2$ として計算又は測定した諸値にダッシュをつけるものとすれば、(1)、33, 57, 64により、

$$\begin{aligned} \eta(0, \theta_M; \frac{\pi}{2}) &= \frac{\int_0^{\theta_M} R(\theta) d\theta}{\int_0^{\frac{\pi}{2}} R(\theta) d\theta} = \frac{1 - \cos \theta_e}{1 - \cos \theta'_e} \\ &= \frac{v}{v'} = \frac{n'}{n} \quad \dots\dots\dots (66) \end{aligned}$$

となる。よって、 $\eta(0, \theta; \pi/2)$ において θ を θ_M とみなせば、これは θ_M を $\pi/2$ で近似した場合の測定密度の実際の密度に対する割合を示すことになる。

次に、具体例を示す。図9の No. 1 は、50kHz60mmφの円板振動子を送受波器として用いた場合の指向性関数の理論値による $R(\theta)$ と $\eta(0, \theta; \pi/2)$ である。No. 2 は、上の送受波器と音圧半減角がほぼ等しくなるように選ばれた、50kHz80mmφ 円板振動子と無指向性振動子の組合せからなる送受波器の R と η である。表1には、これらの計算から得られた諸値を示す。

$\theta_M = \pi/2$ とした場合の θ_e は、半減半角 $\theta_{1/2}$ と θ_p

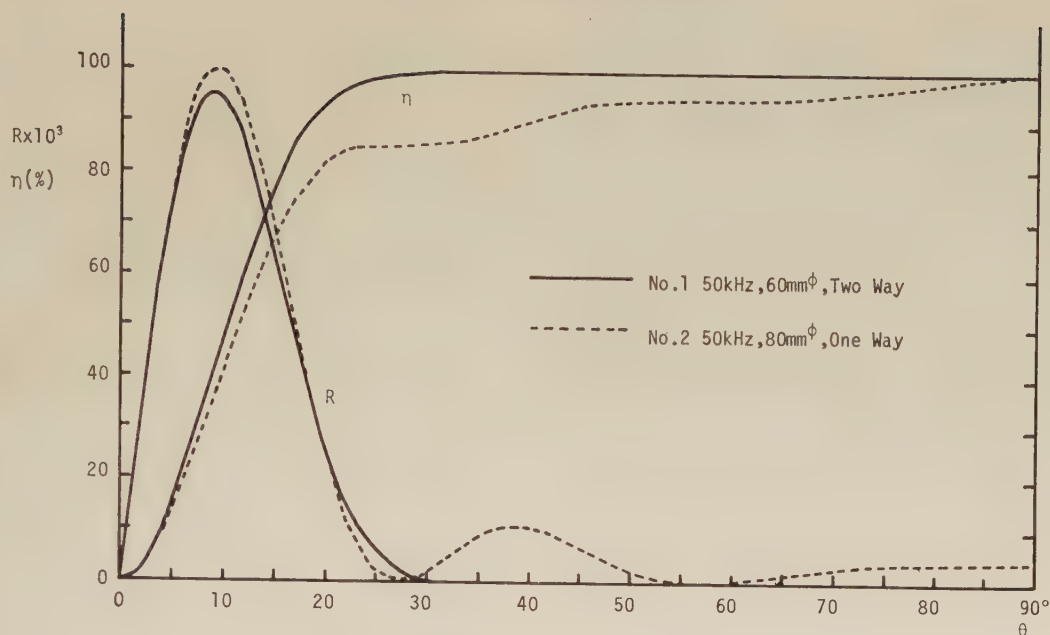


図9 反射波パワの指向性と寄与率の例

Examples of directivity function of echo power and contribution factor.

表1 指向特性の諸値

Some quantities concerning the directivity characteristics shown in Fig. 9.

No.	送受波器	$\theta_{\frac{1}{2}}$	θ_e	θ_p	θ_{50}	θ_{90}	θ_{95}	ξ	η_m	η_s	η_s/η_m
		degree							%		
1	送: 60mmφ	14.9	12.5	9.0	10.3	18.5	21	0.80	99.7	0.3	0.3
	受: 60mmφ										
2	送: 80mmφ	15.3	13.7	9.5	11.5	39.4	64	2.43	85.5	14.5	17
	受: 無指向性										

註 周波数は 50kHz

指向性関数は理論値を使用

のほぼ中間の値となる。また、両者において、 θ_{50} までは大差ないが、No. 2 の場合には、サイドローブのため θ_{90} 、 θ_{95} が非常に大きくなり、69の ξ やサイドローブの寄与率 η_s が大きく、密度測定にとって良い送受波器といえない。例えば、誤差 5%以内で測定しようとする、No. 2 の場合は 64° までの魚群が測定範囲に入るようにしなければならず非現実的であるが、No. 1 の場合には、これが 21° ですむ。また、(66)の説明により、実際の θ_M が 30° とすると、No. 2 では測定密度に -14%の誤差を生ずるが、No. 1 では誤差はほぼ 0 である。

ξ の大きな送受波器を用いると、上例のように θ_i が

大きな魚まで対象とすることになる。この場合、(27)を(29)のように近似する誤差も増える。

以上により、送受波器の指向特性は、理論上、システムの設計上及び測定法上慎重に選ばねばならないことがわかる。

4.2 等価パルスの決定

単体エコーの波形がほぼ矩形波となる場合には、69における P_e と τ_e には実際の送波パルス振幅及びパルス幅を用いれば良いが、近距離を問題とし短パルスを用いる場合には、単体エコーの波形 $a(t)$ は矩形波と相当に

異なる。その場合の等価パルスの諸元の決定法を具体的に述べる。

密度の計算式59)には、電気音響の係数の中に $\tau_e P_e^2$ の形で、また距離に関する係数では 59) に示されるように τ_e が、等価パルスに関する係数としてあらわれる。まず、後者の τ_e の決定方法について述べる。

54) の ε を目的とする深度範囲で最小にするように τ_e を決定すれば、62) からわかるように、密度測定誤差を小さくできる。実際には、ここで決められる τ_e は、次節で述べる58)における距離（又は時間）項を補正するためのTVG(time varied gain)回路の特性を決める際に必要となる。

まず、54)を一般的に考察する。

簡単のため、時間を全て最大パルス長 τ_M で規準化し、

$$t' = \frac{t}{\tau_M}, \quad t_2' = \frac{t_2}{\tau_M}, \quad \tau_e' = \frac{\tau_e}{\tau_M} \dots\dots\dots (67)$$

とし、54)における $a(t)$ の時間軸を $1/\tau_M$ 倍したものを新たに $a(t')$ とおく。すると、54, 59)は、

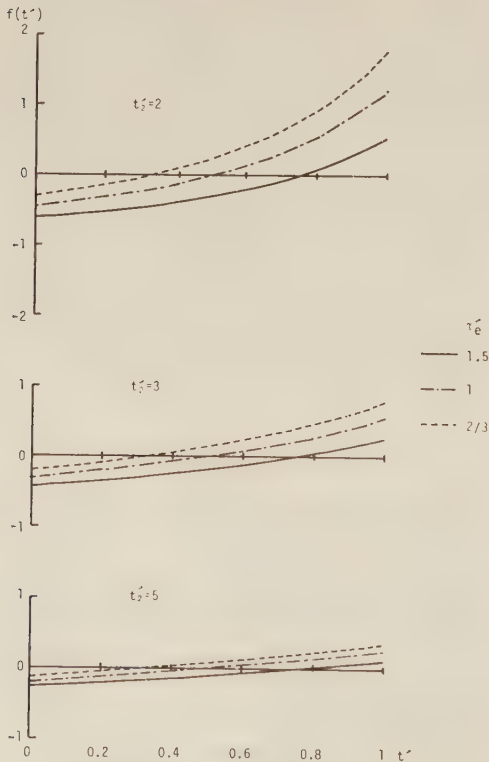


図10 $f(t')$ の特性
Characteristics of $f(t')$

$$\varepsilon = \frac{\int_0^1 a^2(t') f(t') dt'}{\int_0^1 a^2(t') dt'} \dots\dots\dots (68)$$

$$f(t') = \left(\frac{t_2' - \tau_e'/2}{t_2' - t'} \right)^2 - 1 \dots\dots\dots (69)$$

となる。

ここで、 $f(t')$ の性質を調べる。 $f(t')$ を t_2' 及び τ_e' をパラメータとして示すと図10のようになる。この図から

$$f(t') = \begin{cases} < 0 (t' < \tau_e'/2) \\ = 0 (t' = \tau_e'/2) \\ > 0 (t' > \tau_e'/2) \end{cases} \dots\dots\dots (70)$$

であり、 $|f(t')|$ は t_2' が大きくなると小さくなり、 t' が大きくなる程 $f(t')$ の傾きが大きくなることからわかる。

これらの性質と68)から、観測時間 t_2 が小だと ε が大きいから、波形 $a(t)$ のエネルギーを $f(t)$ によって正負にほぼ等分することによって ε をかなり小さくできることがわかる。具体的には、波形のエネルギーが前方 (t 小)にかたよっている場合は τ_e を小 ($\tau_e < \tau_M$)、後方 (t 大)にかたよっている場合には τ_e を大 ($\tau_e > \tau_M$)、ほぼ均等の場合には τ_e を τ_M より若干大きくすれば良い。

ここで矩形波の場合を調べる。68)に $a(t')=1$ を代入すれば、

$$\varepsilon = \frac{(1 - \tau_e')t_2' + (\tau_e'/2)^2}{t_2'(t_2' - 1)} \dots\dots\dots (71)$$

が得られ、図11のようなグラフとなる。 ε は一般にこのように、 $t_2'=1$ 、 $\varepsilon=0$ を漸近線とする「むちふり型」となる。 $t_2'=1$ で $\varepsilon=\infty$ となるのは、(72)で $x_t=0$ とする

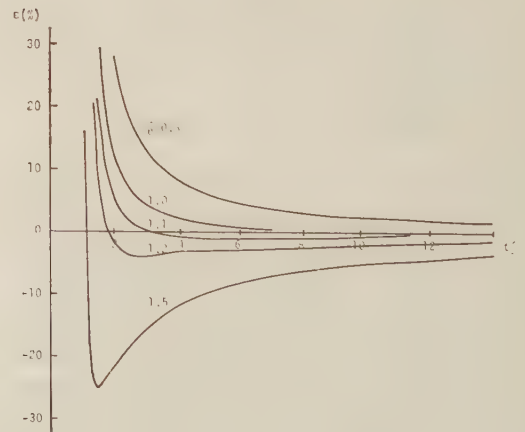


図11 ε の特性
Characteristics of ε

と $P_{ri} = \infty$ となり、このパルスの後縁が $t_2 = \tau_M$ において影響するからである。図からわかるように、矩形波の場合に $t_2 = 2\tau_M$ 以降を測定範囲にするとすれば、 $\tau_e' = 1.1$ くらいが良い。

実際の場合には、 $a(t)$ は簡単な関数であらわせないで、68を数値計算し、試行錯誤的に τ_e を決定する。 τ_M を 2τ 等分し、その各点における $a(t)$ の値を任意の値で規準化したものを a_j で示し、 $a(\tau_M) = 0$ 、 $a(0) = 0$ を考慮すると、シンプソンの公式により68は、

$$\tau_e = (2\tau t_2' - \tau \tau_e')^2 \frac{\sum_{j=1}^{\tau_M} \left\{ 2 \left(\frac{a_{2j-1}}{2\tau t_2' - (2j-1)} \right)^2 + \left(\frac{a_{2j}}{2\tau t_2' - 2j} \right)^2 \right\}}{\sum_{j=1}^{\tau_M} (2a_{2j-1}^2 + a_{2j}^2)} \quad (72)$$

と数値計算容易な形になる。

さて、68の電気音響の係数中の P_e は、上述のようにして得た τ_e と52から決めても良いが、 $\tau_e(P_e MG_r)^2$ を総合的に求めた方が実際上有利である。以下、その方法について述べる。

52の両辺に $(MG_r)^2$ を掛けると

$$\tau_e(P_e MG_r)^2 = \tau_s(P_s MG_r)^2 \quad (73)$$

となる。ただし、

$$\tau_s = \int_0^{\tau_M} a^2(t) dt \quad (74)$$

とおいた。73は、波形の変化を考慮に入れ、さらに受信器出力に換算した送波パルスエネルギーをあらわし、したがって、送受信方法が一定であれば、常に一定である。この右辺の τ_s 及び P_s は、魚の単体反射波に関する値であったが、魚の反射はかなり複雑なので、エネルギーが一定という性質を利用して、他の方法によって決めた方が有利である。ここでは二つの方法について考える。

一つは、送受波器を距離 x で対向させる方法である。この場合の受信波の包絡線 $E_{r'}$ は、近距離を対象とするため吸収減衰を無視して、

$$E_{r'} = P_s' MG_r \frac{1}{x} a' \left(t - \frac{x}{c} \right) \quad (75)$$

となる。もう一つは標準反射体を用いる方法である。この反射体の反射率を γ_s とすると、

$$E_{r''} = P_s'' MG_r \frac{1}{x^2} \gamma_s a'' \left(t - \frac{2x}{c} \right) \quad (76)$$

が得られる。標準反射体として、直径 d の剛球を用いれば、

$$\gamma_s = d/4 \quad (77)$$

であるから、都合がよい。

波形の極大点などを選べば、振幅が測定し易いので、その点で $a'(t)$ 又は $a''(t)$ を1とする。10の波形関数の定義は、このような測定の便宜から決めた。このように波形関数を選べば、75, 76から $P_s' MG_r$ 、 $P_s'' MG_r$ がそれぞれ求まる。また、 a' 又は a'' を74の a に代入すれば、 τ_s' 又は τ_s'' が求まる。このようにして得られた τ_e 及び $P_s MG_r$ のいずれかの組を73に代入して、 $\tau_e(P_e MG_r)^2$ を求めることができる。

4.3 処理方式

以上により、密度の計算式68の係数が求められた。(魚体の平均反射率 γ については、別の機会に報告する)そこで、最後に密度測定のための処理方式の基本について述べる。

68は69により時間の関数となるから、時間に関して一様な処理をするには不便である。そこで、受信器出力 E_r をTVG回路によって補正する。68から、TVG回路のゲインは、 G_t を係数として、

$$G_t = G_r \left(t - \frac{\tau_e}{2} \right) 10^{0.05 \alpha c \left(t - \frac{\tau_e}{2} \right)} \quad (78)$$

と選べば良いことがわかる。TVG出力を E_t とすると、

$$E_t = G_t E_r \quad (79)$$

であるから、68は、73, 78, 79により

$$n = \frac{c}{4\pi \tau_s (P_s MG_r G_r)^2 (1 - \cos \theta_e)} \cdot \frac{1}{\gamma^2} \cdot E_t^2 \quad (80)$$

と簡単になる。

以上により、処理としては、受信器出力をTVG回路に通し、その出力を2乗して、電気音響の係数及び反射率による係数処理をすれば良いことがわかる。

しかし、実際の測定では、目的とする深度範囲の平均魚群密度を得なければならない。したがって、その深度範囲に対応する時間 $t_s \sim t_e$ にわたって時間平均を行う。また、3.2で述べた N_t が小さいことによるあばれ、及び、魚群分布自体の時間的な変化によるあばれをならすため、集合平均も行う必要がある。時間平均の方は、高速を要するため、アナログ処理が適している。一方、集合平均の方は、デジタル処理が向いている。そこで、時間平均後集合平均するのが良い。TVG出力 E_t を2乗したものにこのような平均処理を施すので、 E_{ti} を i 番目の送信により得られるTVG出力、 $t_e - t_s = T$ とすれば、

$$\overline{E_{T^2}} = \frac{1}{L} \sum_{i=1}^L \frac{1}{T} \int_{t_s}^{t_e} E_{ti}^2 dt \quad (81)$$

が得られる。80の E_{T^2} としては、実際には、このよう

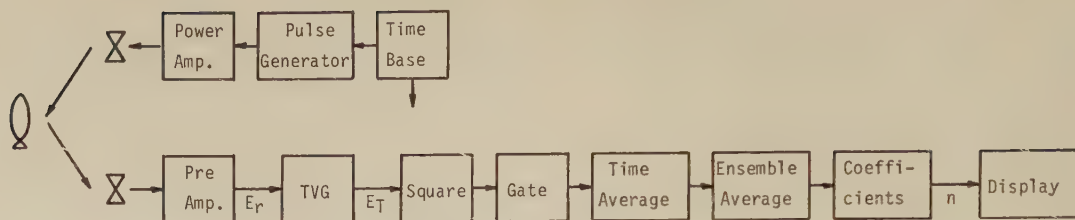


図12 密度測定のための基本的処理
Fundamental process for density measurement.

にして得られる $\overline{E_T^2}$ を用いる。

⑧に(3), (7)を代入し, 積分と総和の順序を入れ替えれば,

$$\overline{E_T^2} = \frac{(MG_r)^2}{T} \int_{t_s}^{t_o} G_t^2 E_L \{P_r^2\} dt \dots\dots\dots (8)$$

となるから, 3章で $E_L \{P_r^2\}$ をもとにして理論を展開したことの正当性が保証される。

以上をまとめれば, 密度測定のための基本的処理の系統として, 図11が得られる。

5. む す び

以上述べた理論は, 魚群密度の絶対量を非常に簡単な魚群エコーの大きさの関数として与える。これは,

- ①集合平均をとることにより, 干渉成分を無視できるようにし, 基本成分のあばれもならしたこと,
- ②指向特性を等価的に理想的扇形ビームに置き換えたこと,
- ③単体エコーのパルス波形を等価的に矩形波に置き換えたこと,

などによる結果である。したがって, 実際のシステムは, かなり簡単に実現できる。

本理論は, 生簀用魚量計のために開発したが, 極力一般性を持たせるように留意した。したがって, 一般的理論を, その検証が可能な生簀によって検討した, ともいえよう。フィールド用魚量計では, 単体エコーの波形を矩形波とみなせ, 等価パルスについての議論は不要になるかもしれない。しかし, 指向特性についての議論は, より複雑になると思われる。つまり, 本理論で仮定した魚群がビームに対して大きいという条件が成立しにくくなり, 等価指向角を一定とすると, 66で示されるように, 測定誤差が魚群分布によって変る。また, 生簀では無視できる吸収減衰の補正がむずかしい。

上述のような問題点以外にも, 本理論では無視した魚群による透過・散乱損失の検討, 魚体の姿勢も考慮した魚体反射率を正確かつ实际的にあらわすことなど, 今後究明すべき課題が残っている。

参 考 文 献

- 1) 古澤・石井・間庭・鶴ヶ谷・今井: 生簀用超音波魚数計, 日本音響学会研究発表会講演論文集[I], pp. 15~16, 1979. 6
- 2) 古澤: 超音波による魚量把握に関する研究について, 漁船, 第222号, pp. 92~97, 1979

A Theory for Measuring Distribution Density of Fish School from Acoustic Echoes

By

Masahiko FURUSAWA and Ken ISHII

Summary

The authors have developed an acoustic fish counter for using in culture nets as the first step to make up a system for the open sea use. The outline of this study was reported in the Acoustical Society of America and Acoustical Society of Japan Joint Meeting, Hawaii, 1978 (Y. Maniwa and M. Furusawa: Hydroacoustic System in Fish Counting). Then in this paper the theory developed in the study for measuring the distribution density of a fish school is described.

As shown in Fig. 1 ultrasonic pulses are transmitted above a fish school where fish are assumed to be distributed homogeneously and randomly. An echo from any (i -th) fish is given by Eq. (13), where P_{ri} is the envelope, ω is the angular frequency of transmitted pulse carrier, and φ_i is the initial phase angle of the carrier. The echo from a school is shown by (14), composing N , total fish number, fish echoes. Exhibiting $\varphi_{ij} = \varphi_i - \varphi_j$, the squared envelope of the echo can be shown by two components, fundamental and interference, as shown by (16). In reference to Fig. 4, P_r is composed by N_i fish ranging at a depth from x_1 to x_2 at any instant t_2 . Since φ_{ij} is the phase difference in two echo carriers, if the distribution of fish is homogeneously random and the difference in distance between two fish is not much small compared with wave length, the random variable φ_{ij} has the homogeneous distribution function with density $1/2\pi$. Thus the ensemble averaging of (16) makes the interference component negligibly small. So assuming this averaging, (16) can be simplified as (22).

It is advantageous to express the density of a fish school by a simple function of echo level, so that the echo from a single fish is simplified as shown in Fig. 7. An envelope P_{ri} can be shown by 1), where P_s is transmitted sound pressure level, $D^2(\theta)$ is total directivity function of projector and hydrophone, x_i and θ_i are as shown in Fig. 2, $\gamma_i(\theta_i)$ is a reflection coefficient of i -th fish, α is absorption coefficient, c is sound velocity, t is time measured from the instant of transmission, and $a(t)$ is wave function which is 1 at the instant when P_s is measured and is 0 for negative t and after maximum pulse width τ_M as shown in Fig. 3. Since this formula is complicated, it is better to be simplified as 2), introducing an ideal fan-shaped beam and dorsal aspect averaged reflection coefficient γ . To get more simplified formula as 3), an equivalent square pulse whose pulse width is τ_e and transmission pressure level is P_e , and average depth x_e as shown in Fig. 6 are introduced. These simplifications give no error if 4) is realized as the extension of (22), where N_θ is the fish number in a part of spherical shell ABCD shown in Fig. 4, while N_v is the number in EBCF shown in Fig. 6.

Thus the equivalent beam width θ_e and the equivalent pulse width τ_e and the level P_e must be deduced from 4).

In the first place θ_e is derived. Using 1), 2), and 4), and also the independence of the function of θ_i and that of x_i , and (27), (28) is obtained. Now deviding the spherical shell at a depth from x_1 to x_2 into infinitesimal portions which, for example, have the shaded cross-sections as shown in Fig. 5, and allocating N_i or N_θ fish into its each infinitesimal volume exhibited by (30), (28) can be shown by (32), where n is the average fish number density, $\theta_M = m\Delta\theta$, and $\theta_e = m'\Delta\theta$. This equation can be reduced to the integral form as (33). If fish are distributed extensively compared with the beam and $\theta_M \simeq \pi/2$ can be assumed, θ_e is decided only by $D(\theta)$. Since the integrand of (33) shown by (63) can be thought as a directivity function of reflected power, (64) exhibits a contribution of the echo power within the angle range from θ_1 to θ_2 to the whole echo power. In Fig. 9 R and $\eta(0, \theta; \pi/2)$ for the two transducer pairs which give nearly the same half pressure angle (see also Table 1) are plotted. If it is wanted to measure density with error within 5%, using the pair No. 2 in the graph, an aimed fish school should be extending up to the angle of 65° at least. So the pair No. 2 is not suited to an actual use.

About the equivalent pulse only the result is given in this summary. Introducing 2), 3) into 4) in Fig. 7 gives (52) in a far range compared with the pulse length, while this relation gives error shown by (54) and (55) in a near range. As an example, ϵ calculated with respect to a square pulse is indicated in Fig. 11, where τ_e' and t_e' are τ_e and t_e normalized by τ_M , respectively. This graph shows that the appropriate selection of τ_e assures small near range error at time above $2\tau_M$.

Using the equivalent beam and pulse derived above, a simple relation of the density to an echo level can be derived. The volume of the spherical shell EBCF in Fig. 6, named effective volume, is shown by (1), where $l_e = c\tau_e$. From this equation and (36), and also 3) and 4) in Fig. 7, (56) and (57) are obtained, where x_e is shown by (59) and $\beta = 10^{0.05\alpha}$.

To measure a density by means of (57), the fundamental process of Fig. 12 is required. The output voltage E_r of the pre-amplifier is shown by (3), assuming the gain G_r and the receiving sensitivity M of the hydrophone. In (58) the range or time term is troublesome for the uniform process with respect to time, so that the output of the pre-amplifier should be put into TVG (time varied gain) circuit. Employing the expression of the gain of TVG, (78), where G_T is a constant, and the relation of TVG output E_T to E_r , (79), (58) is reduced to the more simple form shown by (80). In the actual system, time averaging in the aimed depth range and ensemble averaging of many successive echoes must be performed to smooth the fluctuations of the echo level. This process is shown by (81), and this assures the reduction of (16) to (22).

The above mentioned theory has been established by examining with many measurements in culture nets fish in which had been counted beforehand and with a computer simulation. A few modifications of this theory would offer a successful method for fish abundance assessment in the open sea.

Factors of Trawl Net Construction Relating to the Height of Net Mouth-II

Effect of the Horizontal Distance between both Wing Ends
and Buoyancy of Float on the Height

By

Masatsune NOMURA*, Keishiro MORI**, Yozo TAWARA**,
Yoichi OSAWA**, Yoshiaki SHIMADA* and Kazuo SENGAK*

Contents

1. Design of trawl net and method of the experiment	53
2. Results of the experiment	55
3. Discussion.....	57
3.1 Equation relating to the height of net mouth.....	57
3.2 Reasonable height of net mouth regarding catch ability.....	59
3.3 Decision on buoyancy B from distance D_w as a given condition	60
4. Conclusion and Summary.....	61
5. Reference	61
6. Summary in Japanese	62

The height of net mouth is one of the indicators of the efficiency of a trawl net. Following a previous paper¹⁾, a tank experiment of model four-seam and two-seam net construction was performed, and the basic factors relating to the height of net mouth are discussed.

1. Design of trawl net and method of the experiment

Two model nets, namely, a four-seam shrimp trawl net 13.2 meters in length of head rope and a two-seam otter trawl net 31.7 meters in length of head rope were used in the experiment. For the convenience of the experiment, the former was numbered Net 6 and the latter Net 7. Structural features of the nets and their dimensions of the model nets obedient to the law of comparison of fishing net²⁾ are shown in Table 1. Incidentally it is noted that Net 6 is similar in its characteristic values of net design to Net 5, a representative four-seam net, while Net 7 is similar to Net 1, a representative two-seam net. Both Net 5 and Net 1 were reported in a previous paper¹⁾.

The experiment was conducted in a still water tank belonging to the Institute. An iron board of 2m×1m was horizontally placed in water about 50 centimeters in depth and was towed at various speeds by an electric motor trolley spanning the water tank and ran on the

Contribution:

* : Kanagawa International Fisheries Training Center, JICA, 4500 Nagai, Yokosuka 238-03.

** : Fishing Gear and Methods Department.

Table 1 Characteristics of net and dimensions of model net.

Kinds of net	Values of ratio									Factors of model net		
	1/m	1/b	m/b	a/b	c/b	d/b	e/b	f/b	(d-c)/b	Scale ratio λ'/λ''	Twine ratio D'/D''	Speed ratio v'/v''
Shrimp trawl, Net 6	0.79	0.76	0.96	1.62	0.22	0.37	0.41	0.21	0.15	1/10	1/5	0.447
Otter trawl, Net 7	0.79	0.71	0.90	1.05	0.31	0.40	0.37	0.22	0.09	1/20	1/10	0.316

1 : Head rope, m: Groud rope, a: Max. circumference stretched of net, b: Total length stretched, c: Upper wing length stretched, d: Lower wing length stretched, e: Baiting or belly length stretched, f: Cod end length stretched, (d-c): Square length stretched

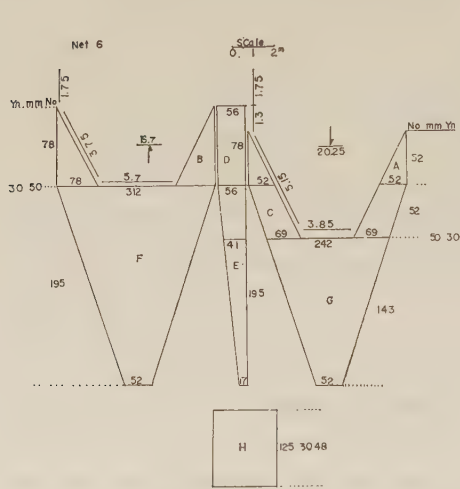


Fig. 1 Desing of four-seam shrimp trawl net, Net 6.

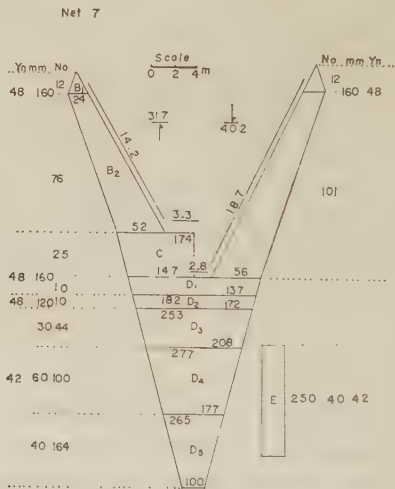


Fig. 2 Design of two-seam otter trawl net, Net 7.

rails laid on the tops of both sides of concret walls. In the experiment, a model net was set on the iron board so as to keep a constant horizontal distance between the ends of both wings.

Table 2 Symbols of the experiment.

Shrimp trawl (Net 6)				Otter trawl (Net 7)			
Buoyancy <i>B</i>	Horizontal distance between both wing ends: D_w			Buoyancy <i>B</i>	Horizontal distance between both ends: D_w		
	68 cm	105 cm	125 cm		70 cm	105 cm	125 cm
12 g	E x. A	E x. B	E x. C	10 g	E x. I	E x. J	E x. K
6 g	E x. D	E x. E	E x. F	5 g	E x. L	E x. M	—
2 g	E x. G	E x. H	—	1.7 g	E x. N	E x. O	—

Measurements were taken on the height of net, the hydraulic resistance imposed on net, and the speed of net which was represented by the velocity of the flow of water against the net, while observations were made on the net behaviour, mesh shapes, etc. The experiment was made under three different conditions in the horizontal distance between the ends of both wings and also under three different states in the buoyancy of floats. Programs combining various horizontal distances D_w and the buoyancy B are shown in symbols in Table 2.

2. Results of the experiment

The relations between the velocity and the height of net mouth (vertical distance from the head rope to the ground rope at the central point of the head rope) were examined in graph

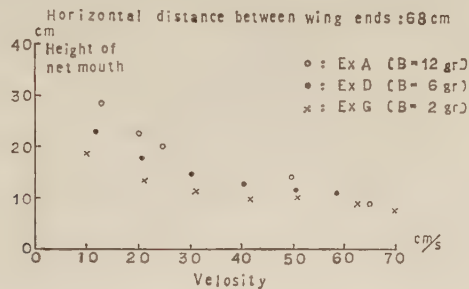


Fig. 3 Relation between velocity and height of net mouth, in case of Ex. A, D and G.

forms. As an example of the experiment, the relations in the cases of Ex. A, Ex. D and Ex. G of Net 6 (Table 2) where the total buoyancy was different as 12 g, 6 g and 2 g but the horizontal distance between both wing ends which remained 68 cm are shown in Fig. 3. Apparently, the height of net mouth increases with the increase of buoyancy. The data of Ex. D in which the value of buoyancy is equivalent to one-half of the buoyancy of Ex. A occupied intermediate positions between Ex. A and Ex. G regarding height of the net mouth,

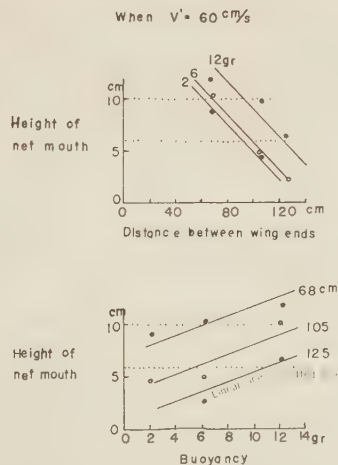


Fig. 4 Relation between height of net mouth and two experiment factors – distance between both wing ends and buoyancy –, respectively in case of speed 60cm/sec in Net 6.

whereas the value of buoyancy of Ex. G is one-sixth of that of Ex A.

Next, in the case of Net 6, from the above-mentioned graphs the height of the net mouth was measured in centimeters at the particular speeds of 60 cm/sec and 70 cm/sec which are equivalent to 2.7 mile/hour and 3.2 mile/hour, respectively, if converted into full scale. These values are plotted on the graphs as shown in Figs. 4 and 5 for the cases of speeds of

Table 3 Height of net mouth in Net 6 at the case of combination of two factors, huoyancy and distance between both wing ends.

$v'=60$ cm/s ($v''=2.7$ mile/hour) Unit: cm			
Buoy- ancy \ Dist.	68 cm	105 cm	125 cm
12 g	12	10	6.5
6 g	10	5	2.5
2 g	9	4.5	—

$v'=70$ cm/s ($v''=3.2$ mile/hour) Unit; cm			
Buoy- ancy \ Dist.	68 cm	105 cm	125 cm
12 g	11	9.5	6
6 g	9.5	5	2
2 g	8.5	4.5	—

60 cm/sec and 70 cm/sec, respectively. Both figures include two kinds of relations. The one is the relation between the height of net mouth and the distance between both wing ends and the other is the relation between the height of net mouth and buoyancy.

As for Net 7, two-seam otter trawl, the relations are shown in Fig. 6 at a particular speed of 47 cm/sec which is equivalent to 3 mile/hour, if converted into full scale.

From these Figs. 4—6, it is understood that the height of net mouth has a descending linear relation to the distance between both wing ends. In other words, the height decreases in accordance with increase of the distance. Similar experimental results have been reported by

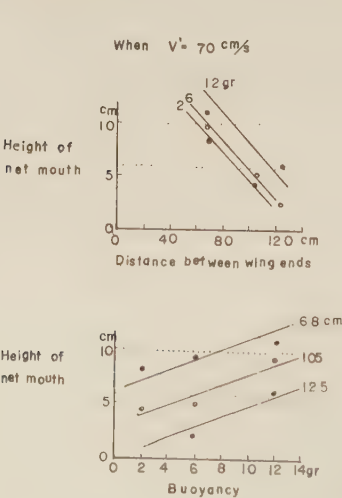


Fig. 5 Relation between height of net mouth and two experiment factors—distance between both wing ends and buoyancy—, respectively in case of speed 70cm/sec in Net 6.

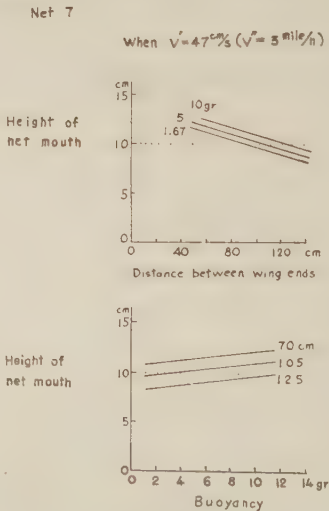


Fig. 6 Relation between height of net mouth and two experiment factors—distance between both wing ends and buoyancy—, respectively in case of speed 47cm/sec in Net 7.

Higo³⁾ and Akishige⁴⁾. Another fact which was found from the figures was that the height of net mouth had an ascending linear relation to the buoyancy. In other words, the height increased in accordance with increase in buoyancy.

3. Discussion

3.1 Equation relating to the height of net mouth

From the schema of trawl net mouth as shown in Fig. 7 where c is expressed as the height of wing end, $h+c$ as the height of net mouth and θ as dip angle at wing end, the following equation are mathematically formulated.

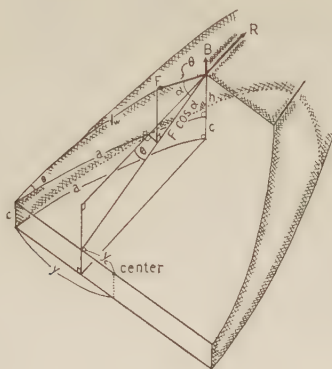


Fig. 7 Schema of trawl net mouth.

$$B = F \sin \theta \quad (1)$$

$$R = F \cos \theta \cos \alpha \quad (2)$$

$$h/a = \tan \theta \quad (3)$$

$$\sqrt{1_w^2 - (y - y_c)^2} / 1_w = \cos \alpha \quad (4)$$

Here, B is the buoyant force, R is backward force of bag net's resistance at the point of headrope corner between square and wing net, F is the tension along with head rope and other constant dimension 1_w , y , y_c and a are given in the figure.

From the above equations, $aB \sqrt{1_w^2 - (y - y_c)^2} = Rh1_w$ is formed. Taking R_0 and v_0 as the constant values and if $R/R_0 = (v/v_0)^n$ stands, the above equation will be transformed as follows;

$$\begin{aligned} aB \sqrt{1_w^2 - (y - y_c)^2} &= R_0 (v/v_0)^n h1_w \\ \therefore hv^n / \sqrt{1_w^2 - (y - y_c)^2} \cdot B &= a \cdot v_0^n / R_0 \cdot 1_w \end{aligned} \quad (5)$$

As the value $a \cdot v_0^n / R_0 \cdot 1_w$ is constant, it is replaced with constant c_1 , and analysis is made under the following particular conditions.

3.1.1 The case where speed v is constant

If the distance between both wing ends is constant, from the equation (5) we will have;

$$h/B = c_1 \sqrt{1_w^2 - (y - y_c)^2} / v^n$$

As the right side is constant, we replace it with constant c_2 , then we have;

$$h/B = c_2$$

If we put c additionally in both sides, then we will have;

$$h+c=c_2B+c$$

Thus, this equation shows that the height of net mouth $h+c$ has a linear relation to the buoyancy B .

If the buoyancy is constant, from the equation (5) we will have;

$$h/\sqrt{1_w^2-(y-y_c)^2}=c_1B/v^n$$

As the right side is constant, we replace it with constant c_3 . Temporarily, taking the value of $h+c$ as 12 when $y=50$, $y_c=5$, $c=5$, $1_w=56$ from the result of the experiment, we get $c_3=0.21$, and then we have;

$$h/\sqrt{1_w^2-(y-y_c)^2}=0.21$$

Table 4 Value of $2y$ and $h+c$.

$2y$	$h+c$
40	16.3
80	14.2
100	12.0
110	10.3

Using this equation we get the value of the height of net mouth $h+c$ and the distance between both wing ends $2y$ as shown in Table 4. The relation is indicated in Fig. 8, accordingly. Thus, the figure gives that the height of net mouth has a linear relation to the distance between both wing ends.

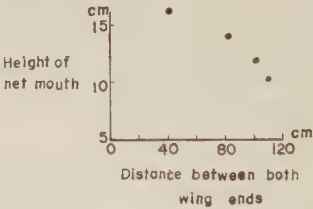


Fig. 8 Relation between height of net mouth and distance between both wing ends.

3.1.2 The case where the distance between both wing ends $2y$ and buoyancy are constant

From the equation (5), $hv^n=c_1\sqrt{1_w^2-(y-y_c)^2}\cdot B$ stand. As the right side is constant, we replace it with constant c_4 , and take logarithm of both sides of the above equation, then then we have;

$$\log h+n\log v=\log c_4$$

Table 5 Data of Ex. A.

v	$h+c$	c	h	$\log v$	$\log h$	$\log R$
12.8	28.8	12.2	16.6	1.107	1.224	1.449
19.7	22.6	12.5	10.1	1.295	1.005	1.627
24.6	20.4	11.0	9.4	1.393	0.975	2.030
49.6	14.1	12.9	1.2	1.696	0.080	2.444
58.8	11.3	13.2	—	1.770	—	2.553

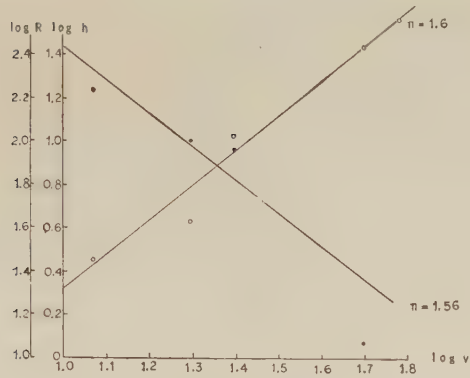


Fig. 9 Relation between logarithm h and logarithm v , and relation between logarithm R and logarithm v .

From Ex. A in which $B=12$ g and $2y=68$ cm, logarithmic values of data are shown in Table 5. The relation between $\log h$ and $\log v$ are shown in Fig. 9. The linear relations in the figure shows satisfactory situation of the equation.

3.2 Reasonable height of net mouth regarding catch ability

Miyamoto⁵⁾ reported on his catch experiment of shrimp trawl in India, that the design of net should take account of not so much the height of net mouth as the distance between both wing ends. In other words, the net height between 60 cm to 100 cm will be enough to catch shrimps actually. On the basis of this fact, two cases of height of net mouth in full scale of Net 6 are assumed namely 60 cm (6 cm in model net) and 100 cm (10 cm in model net). In Figs. 4 and 5 two cases of 6 cm and 10 cm are shown with dotted lines. As for two-seam otter trawl, the height of 200 cm (10 cm in model net) of net mouth in full scale of Net 7 is assumed for demersal fish according to a report by Kanda⁶⁾. Therefore, the height of 10 cm is shown also with a dotted line in Fig. 6.

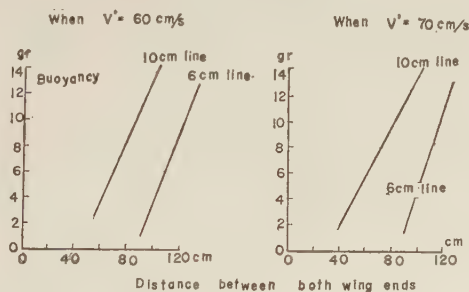


Fig. 10 10 cm line and 6 cm line on the graph denoting buoyancy on longitudinal axis and distance between both wing ends on transversal axis in the case of speed 60 cm/sec and 70 cm/sec in Net 6.

The dotted lines of Figs. 4 and 5 are rearranged into Fig. 10 taking the buoyancy B along longitudinal axis and the distance between both wing ends D_w along latitudinal axis under different speeds of 60 cm/sec and 70 cm/sec. Within the left side area of the established line 6 cm, any combinations of B and D_w can expect the catch of shrimp if these are converted into full scale values. If we take 10 cm as an established line, combinations

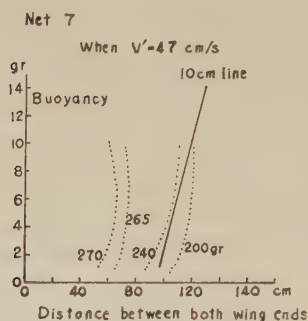


Fig. 11 10 cm line on the graph denoting buoyancy on longitudinal axis and distance between both wing ends on transversal axis in the case of speed 47 cm/sec in Net 7.

B and D_w will be much surer to catch shrimp. In the case of two-seam trawl net, by the same process as in the case of four-seam shrimp trawl, the 10 cm line is drawn in Fig. 11 at a speed of 47 cm/sec. Such figures as Figs. 10 and 11 will be of a practical use for finding the combinations of B and D_w when a line of height of the net mouth is established based on fish behaviour against the trawl net. Also, in Fig. 11, from the experimental data, net resistances, 200 g, 240 g, 265 g and 270 g at a speed of 47 cm/sec, on Net 7 are shown by dotted lines as the so-called isoresistance.

3.3 Decision on buoyancy B from distance D_w as a given condition

Generally speaking, D_w , the distance between both wing ends, is practically estimated to be 50 to 60 percent in head rope length of an ordinary otter trawl and 60 to 80 percent in case of a shrimp trawl net⁷⁾. Thus, for Net 6, shrimp trawl, D_w is calculated to be $13.2\text{m} \times (0.6 \sim 0.8) = 8 \sim 10.5\text{m}$ and this is 80~105 cm in model net. Therefore, once D_w is set in this length, the minimum value of buoyancy B will be obtained from Fig. 10 by taking the established height of net mouth as 6 cm or 10 cm respectively. Thus, in this case when D_w is 10 meter in full scale conversion, the minimum B is found to be 2 kg from Fig. 10 for keeping the height of net mouth 60 cm. Actually, this net has 6 kg in buoyancy in its design, so it is fully assured to have more than 60 cm net height at an actual trawling speed of 3.2

Table 6 Value of D_w and B in Net 6.

Established height of net mouth to catch shrimp by trawl	Horizontal distance between both wing ends: D_w	12 m	11 m	10 m	9 m	8 m
1.00m	Buoy.: B	9 kg	8	6.9	5.7	4.5
0.60m	Buoy.: B	5.5	3.4	2.0	0.5	

Table 7 Value of D_w and B in Net 7.

Established height of net mouth to catch fishes by trawl	Horizontal distance between both wing ends: D_w	24 m	22 m	20 m	19 m
2.00 m	Buoy.: B	40kg	32	8	4

mile/hour. The minimum values of B obtained from Fig. 10 with several values of D_w are arranged in Table 6.

In the same way Table 7 is obtained for Net 7, an otter trawl net. In this case, D_w is given as $31.7\text{m} \times (0.5 \sim 0.6) = 15.8 \sim 19.0\text{m}$. From the actual design of the net, given conditions, $D_w = 19\text{m}$ and $B = 40\text{kg}$, fully assure the height of net mouth more than 2.00m, because the minimum value of B is found 4 kg in Table 7.

Eventually, if such kinds of tables as 6 and 7 on the specified design of a net are prepared from the results of model experiments, the buoyancy of floats necessary for fishing operations will be estimated.

Acknowledgement

We are much obliged to Dr. T. Kawakami, emeritus professor at Kyoto University for his valuable guidance to this study.

4. Conclusion and Summary

A tank experiment on model nets for four-seam shrimp trawl and two-seam otter trawl were performed under various conditions in which three different values of buoyancy B , one of the factors influencing the height of net mouth h , were used, while another factor, the horizontal distance between both wing-ends D , alternated among three different values of the distances.

The result shows that the height of a net mouth relates linearly to the distance D_w and the buoyancy B . The relationship obtained from the experiment was confirmed by the analysis of the factors B , D_w and h . Regarding the catch ability of nets, the minimum heights of the net mouth for shrimp trawl net and otter trawl net were set 60~100 cm and 200 cm, respectively, and the necessary combinations of B and D_w for keeping these minimum heights are shown. Actually, this kind of presenting possible combinations of the factors B and D_w will be useful if the minimum heights of net mouth required to catch various fish and shrimps are established for various kinds of trawl nets based on their school behaviour.

5. References

- 1) NOMURA M., K. MORI, Y. TAWARA, Y. OSAWA, Y. SHIMADA and K. SENGU: Factors of trawl net construction relating to the height of net mouth, Bull. Tokai Reg. Fish. Lab., 91, 53-66, 1977.
- 2) TAUTI M.: A relation between experiments on model and on full scale of fishing net, Jap. Soc. Sci. Fish., 3, 171-177, 1934.
- 3) HIGO N.: Fundamental studies on the fishing efficiencies of the trawling nets, Mem. Fac. Fish. Kagoshima Univ., 20(2), 1-137, 1971.
- 4) AKISHIGE Y.: The consideration on the height of the net-mouth in the trawl net, Bull. Fac. Fish. Nagasaki Univ. 39, 41-46, 1975.
- 5) MIYAMOTO H.: Establishment of a fishing gear research laboratory, FAO TA 2599, 1-137, 1968.
- 6) KANDA K.: Study on fishing ability of trawl fisheries on the East China and the Yellow

Seas, Jour. Tokyo Univ. Fish., S.E. 4, 1-160, 1960.

- 7) WADA M.: Trawl Net Practical Method (Jap.), 1st ed., Seizando, Tokyo, pp 139-140, 1974.

底曳網の網高さに及ぼす要素Ⅱ 袖先間隔と浮力が網高さに及ぼす影響

野村正恒・森敬四郎・田原陽三・大沢要一・島田喜昭・千賀和雄

和 文 要 旨

4枚仕立のエビ網と2枚仕立のトロール網について、浮力を3通り両袖間隔を3通り変えて模型網実験をした。エビ網では実物網換算で2.7湊/時、トロール網では0.3湊/時での天井網の高さを実験から求めた。網高さは浮力を一定にすると両袖間隔と、又両袖間隔を一定にす

ると浮力とそれぞれ直線関係となった。目的物の入網のための最低限界網高さをエビで60~100cm、魚で2mとして、この条件を満たすための浮力と両袖間隔の組合せを求めた。又これらの要素の相互関係について力学的取扱を行った。

網地の吹かれ

メタリックファイバー網地を中心として

下崎吉矩*・大沢要一*・田中 茂*・西田 進*

目次

緒言	167	4. 結果の考察と検討	174
1. 実験材料	167	4.1 吹かれの大きさに関係する因子	174
2. 実験装置及び方法	168	4.2 その他の問題について	177
3. 結果	169	5. 要約	177
3.1 空枠の横棒1本の抵抗	169	6. 参考文献	178
3.2 網枠の縦棒2本の抵抗	169	Summary	181
3.3 流れに対する網地の吹かれの大きさ	174		

緒言

網具が水中で流れを受けて傾斜する現象は吹かれと呼まれ、漁撈面ではそれが漁具の性能に対して否定的に働らくことが多い。野村¹⁾は種々の天然繊維や合成繊維製の縮結0.293の平面網地について、流れに対する吹かれの実験を行ない、吹かれに関与する因子として、流れの速さの外に網地の水中における単位面積当り重量、トワインの表面状態ならびに網糸の直径 d と網目の脚長 l との比があげられるとし、そのときに網地材料による係数の値を求めた。

漁業界では、定置網や旋網などの漁獲性能増大のために水中重量の大きな漁網用繊維の開発に期待してきたが、最近になって漸く塩化ビニリデンを上まわる比重と機械的強度を併せもつといわれる鞘芯型の鉛複合繊維が開発された²⁾。この繊維の比重は2.0~2.5で、製造条件によって比重の調節が可能であり、漁具として吹かれ特性の特段に重視される定置網、旋網、敷網などに有用となる可能性をもつものと考えられる。そこで、これと現在これらの漁具資材として使用されているいくつかの合成繊維製のそれぞれの網地について、吹かれに関する実験を行ない、それらの特性を比較した。この研究では網地の縮結の差異によって吹かれ方がどのように異なるかについても実験した。

本研究に際し、新らしく開発された鞘芯型のメタリックファイバー網地およびこれと比較実験に使用した合成繊維網地を提供され、実験の機会を与えて下さった東京

製網繊維ロープK. K.ならびに三井金属鉱業K. K.に対しお礼申し上げる。また図表の作成に尽力いただいた小嶋良子氏に深謝する。

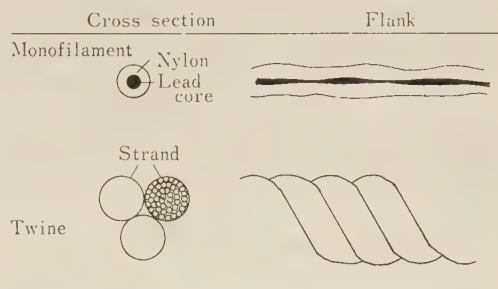


Fig. 1 Metal (lead) core monofilament and the twine twisted with it.

1. 実験材料

この実験の主たる対象材料となった鉛複合ナイロン繊維は、Fig. 1に示されるような鞘芯型で、ナイロン繊維の中心部に鉛を包蔵してはいるが、単に金属線を高分子で被覆したものとは異なり、次のような特徴がある。すなわち、他の高分子モノヒラメントとの混然も容易であること、封入する金属の種類や量を変化させることにより、比重の大きい導電性のモノヒラメントにすることができ、触感や着色などの特性はナイロンモノヒラメントと全く同様であること、撚糸の見掛上の比重はその繊維のモノヒラメントのそれより20%程度大きくすることができること、などがそれである。

本実験に使用した網地材料の主要仕様を Table 1 に、

* 漁業生産工学部

Table 1 Summary of sample nettings.

Fiber materials	Structure of twines	d cm	ℓ cm	d/ℓ $\times 10^{-2}$	w gw
Metal (lend) core nylon	$1200 d \times 15 \times 2$	0.271	3.05—14.60	2.12— 8.89	47.5—338.4
	$1200 d \times 22 \times 2$	0.310			
Nylon	$1260 d \times 9 \times 2$	0.309	3.05—14.60	2.48—10.13	8.0— 39.8
	$1260 d \times 12 \times 2$	0.362			
Polyester	$500 d \times 23 \times 2$	0.277	3.05—14.60	2.26— 9.08	14.8— 98.5
	$500 d \times 33 \times 2$	0.355			
Vinyliden chrolide	$1000 d \times 15 \times 2$	0.259	3.05—29.20	2.08— 8.49	27.5—187.0
	$1000 d \times 22 \times 2$	0.304			

Notice. d : diameter of a twine
 ℓ : 1/2 of mesh size in stretch
 w : weight of sample netting in water

その詳細を付表1～4に示す。付表1～4に示した直径および網目の脚長は標本網地の任意の10箇所の測定の平均値である。これらの表から知られるように、標本網地のトワインの直径 d は0.259～0.362cm、脚長 ℓ は3.05～14.60cm、それらの比は0.0208～0.1013の範囲内のもので、目合水準は8、直径の水準は2、縮結の水準は3とした。網地繊維は鉛複合ナイロンモノヒラメントの外、ナイロンマルチヒラメント、ポリエステルマルチヒラメント、塩化ビニリデンモノヒラメントの4種で、網地編組構成は一様に貫通式無結節である。なおメタリックナイロンの比重は2.5である。

2. 実験装置及び方法

Fig. 2 に示すように、1枚の標本網地を1辺が100cmの正方形の直鋸パイプ製の枠に、網糸が自然に伸びた状態で張り、2組の枠付網地を長水路水槽のトラックの脚(A)から垂下した。網枠の上辺は(A)に固定された支軸(B)に

支えられ、その接続部にはボールベアリングが入っていて枠付網は上辺枠を軸に自由に回転できる。網枠の下辺には圧力型水深計の sencer がとりつけられており、網付枠が抵抗を受けて傾斜するときを生ずるその水深を刻々レコーダーに記録させ、これから網面の傾き(次かれ)を計算する。

枠付網をトラックで曳行し、それが水の抵抗を受けて傾いたとき、水平方向となす角を θ とすると、

$$\theta = \sin^{-1} s / (f + \Delta s_2)$$

である (Fig. 2)。ここで、本実験の場合は水面から上枠の下端までの距離 Δs_1 は常に3cmとなるように調節したので、水深計の sencer の深さ s_0 の値から $s = s_0 - 3$ 、枠棒の直径が1.2cmで枠の下辺から下方に水深計の sencer が0.8cm下方に出ているので $\Delta s_2 = 2.0\text{cm}$ となる。 $f = 100\text{cm}$ なので

$$\theta = \sin^{-1} (s_0 - 3) / 102$$

として θ を計算した。

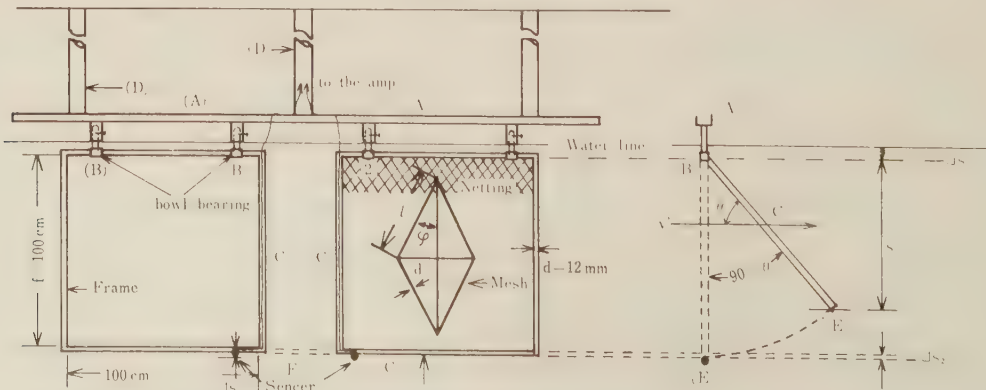


Fig. 2 Experimental frames with nets fixed to the truck on the experimental water tank.

なお、枠にとりつける網地は、その目合 l と縮結 H によって1枚分の分量が相異なる。縦の目数 N_v と横の目数 N_t を、それぞれ次式によって計算して材料網地から切取って標本网地とした。

$$N_t = \frac{f}{2l(1-H)}, \quad N_v = \frac{f}{2l\sqrt{2H-H^2}}$$

水槽上のトラックを走行させて枠網に流水抵抗を与え、傾いた枠網が水平方向となす角 θ の補角 $90-\theta$ が吹かれの大きさを表すものとする。この角は枠に網をつけたままの値であるから、網地のみが流れを受けた場合の値は、このときに得られた値から枠の影響分を除外しなければならない。このための補正は野村らの方法¹⁾にしたがった。

すなわち、Fig. 2 において、標本网地の水中重量を W_n 、網枠の枠棒3本分の水中重量を W_f 、網枠の横枠棒1本分の抵抗を r 、網枠の縦枠棒2本の抵抗を $P_{\theta f}$ とすると、網地だけが枠に張られた形のままで v の速さの流れを受けてなす角 θ と、枠つきの網地が v' の速さの流れを受けて水平線となす角 θ と同じく θ であるとき、 v と v' の関係は

$$\frac{v^2}{v'^2} = \frac{W_n \cos \theta}{(W_n + W_f) \cos \theta - r \sin \theta - P_{\theta f}} \dots \dots (1)$$

となるから、枠網の曳行実験を行なって v' と θ を測

定すれば、網地だけが流速 v の流れに当って吹かれる角を求めることができる。

(1)式中の r ならびに $P_{\theta f}$ を求めるには別に空枠についてその抵抗と吹かれの角度を測定する必要があるが、前者については Fig. 3 に示すような装置・方法によった。すなわち、2 分力式の応力変換器を上側枠の中央(B)に装備し、水槽中にB点が支点となるように垂下固定し、これを水平方向に曳行して枠にかかる水の応圧力を測定した。このとき、枠への圧力はその圧力中心にかかるものとし、比例計算によって算出し、その1/4を r の値とした。後者の測定は前述の網枠の吹かれ測定の方法と同様に行なった。

水深計の sencer とその測定系の block diagram を Fig. 4 に示す。この sencer は非常に軽量小型であるので、それが受ける抵抗はこれを無視した。

実験に当っては、網枠の曳行速度として15, 25, 35, 45, 60, 75cm/sec の6水準をとり、トラックがこれら各水準の速度で30mの距離を走る間に得られる実際の速度ならびに sencer の水深の平均値をそれぞれ v' ならびに s とし、これらから v と θ の関係を求めた。

3. 結 果

3.1 空枠の横棒1本の抵抗, r

前項に述べた方法によって(1)式における r の値を次のように求めた。Fig. 3 に示される空枠が水平方向に曳行されるとき、load cell からペン書きレコーダーの記録をとうして得られる圧力を P とする。空枠への流水抵抗は Fig. 3 のC点に集中するものと看做すと、その全抵抗 $4r$ は $4r = (b/a)P$ であるから、 r は $bP/4a$ として求められる。各曳行速度水準に対する r の値は Fig. 5 に示されるようになり、 r が v^2 に比例するという結果を得た。

3.2 網枠の縦棒2本の抵抗, $P_{\theta f}$

前項に述べた空枠の吹かれの実験を行ない、 $P_{\theta f}$ を求めた。曳行速度 v 、そのときの傾きを θ 、水の密度を ρ 、抵抗係数を C_x とすると、

$$P_{\theta f} = \frac{\rho}{2} C_x \cdot d \cdot 2f \cdot v^2 \sin \theta \dots \dots (2)$$

とみられるから

$$W_f \cos \theta - r \sin \theta = \frac{\rho}{2} C_x \cdot d \cdot 2f \cdot v^2 \sin \theta \dots \dots (3)$$

空枠の実験における v とそのときに得られた θ および 3.1 項の実験で得られた r より、(3)式により C_x を求め

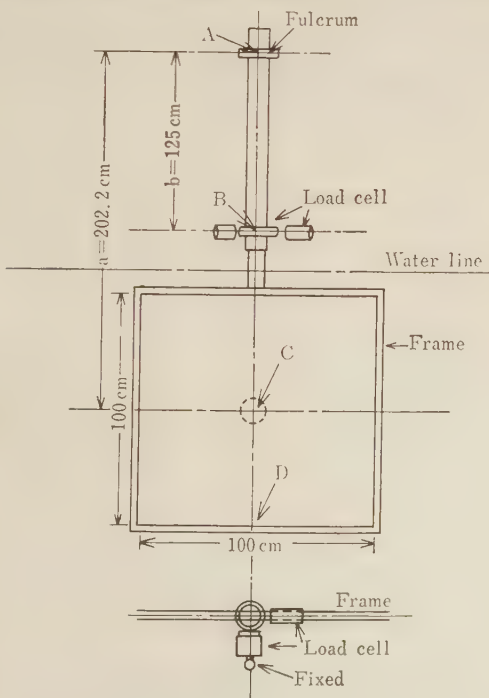
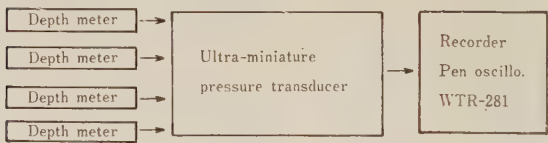
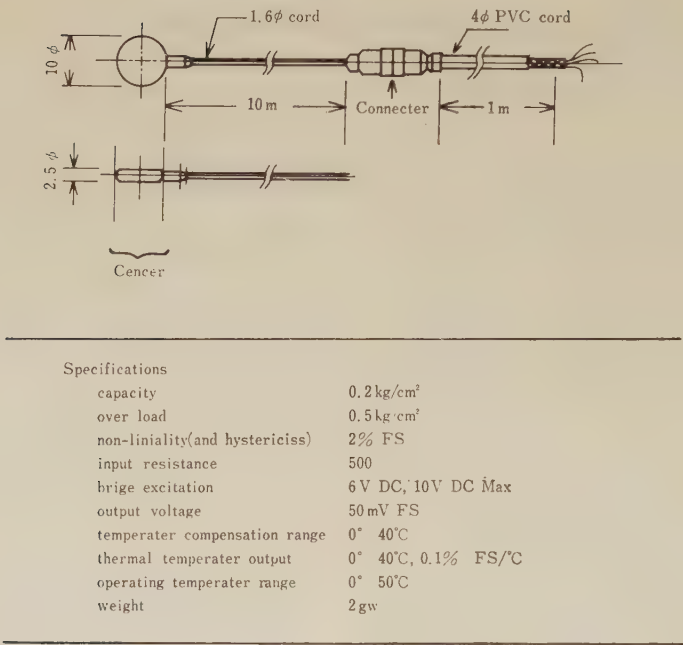


Fig. 3 Apparatus for measurmens of water resistance on the experimental frame.



Block diagram on the depth-determination system.

Fig. 4 Sensor of depth meter and the measuring system.

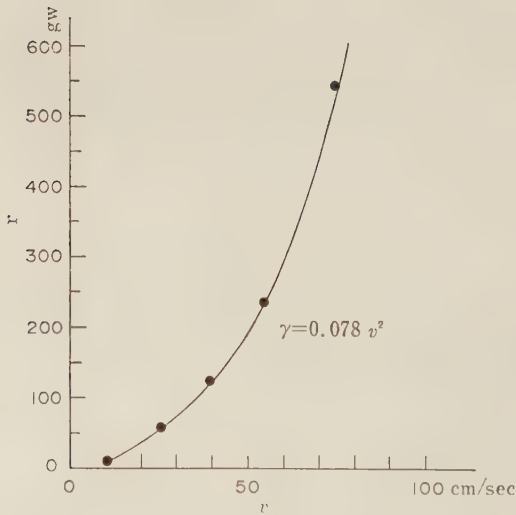


Fig. 5 Water resistance on one of lateral bars of the experimental of the experimental frame.

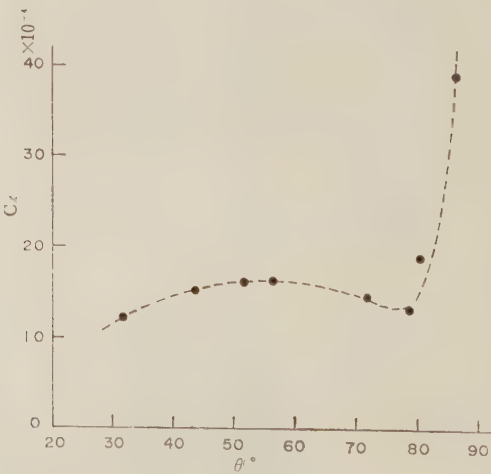


Fig. 6 Relationship between θ and the C_x obtained from the experimental carried out for getting the water resistance on the frame only.

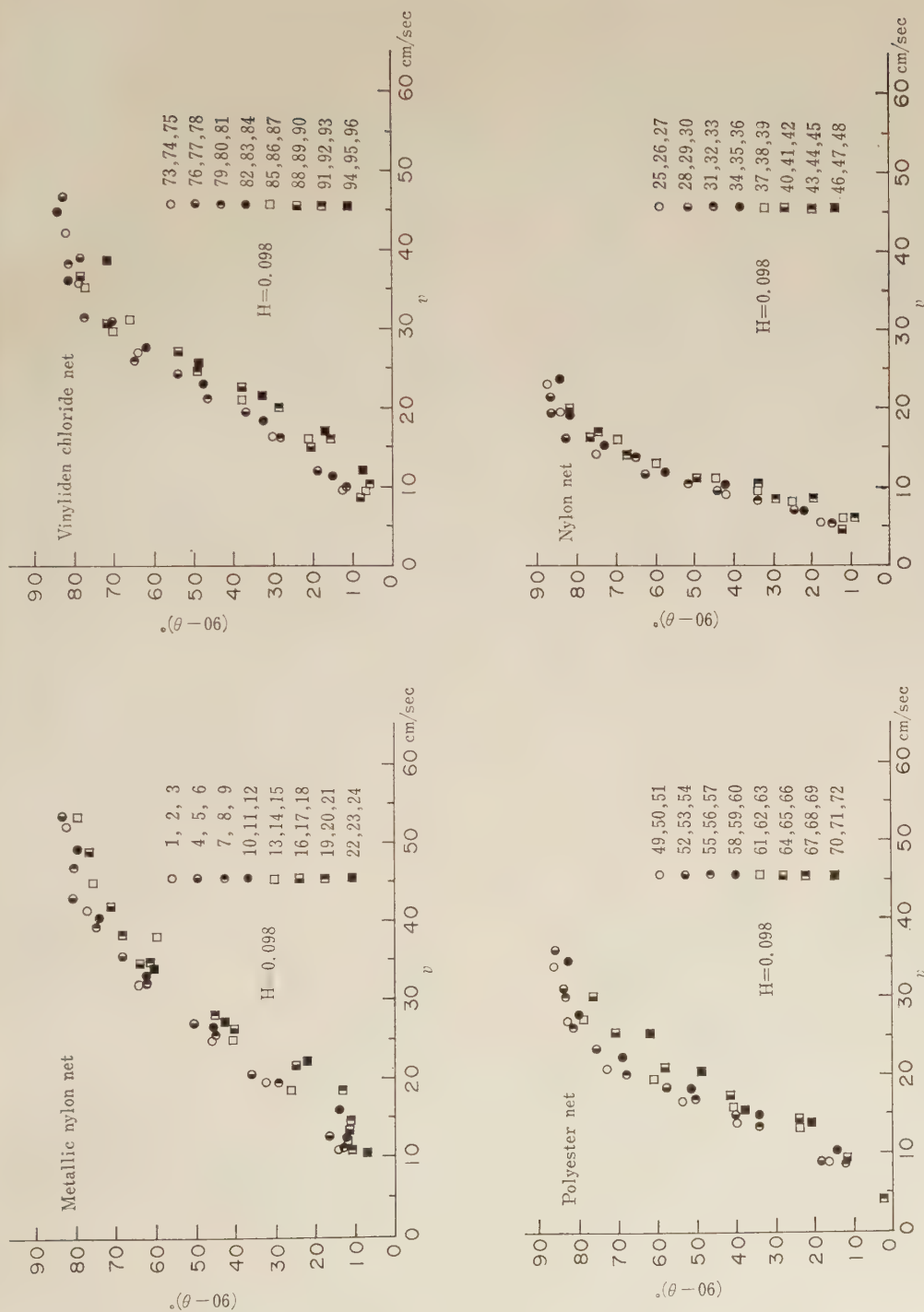


Fig. 7 Relationship between ν and $(90-\theta)$ of the experimental nets with 0.098 in hanging ratio.
H : Hanging ratio.

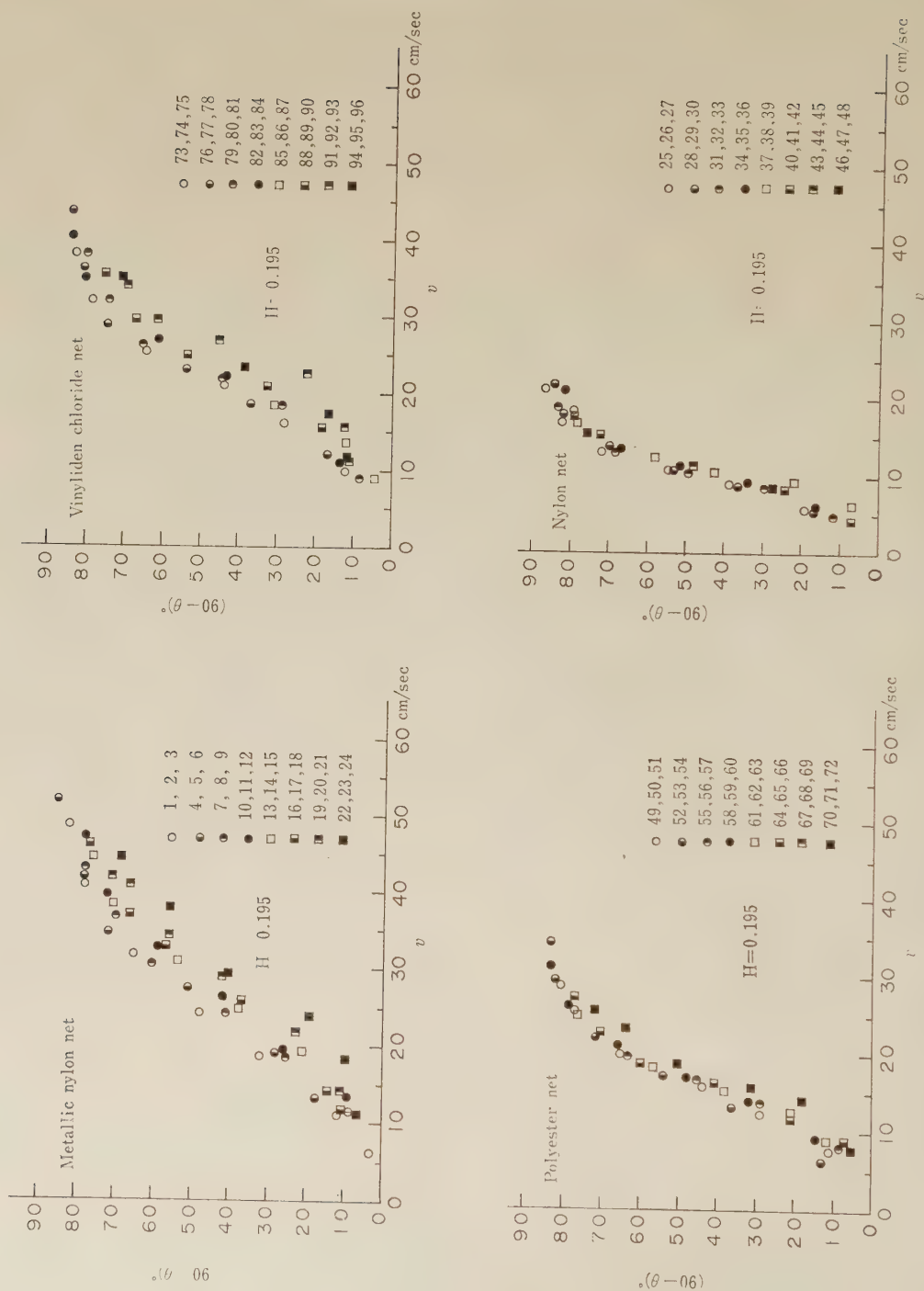


Fig. 8 Relationship between v and $(90-\theta)$ of the experimental nets with 0.195 in hanging ratio.
 H : Hanging ratio.

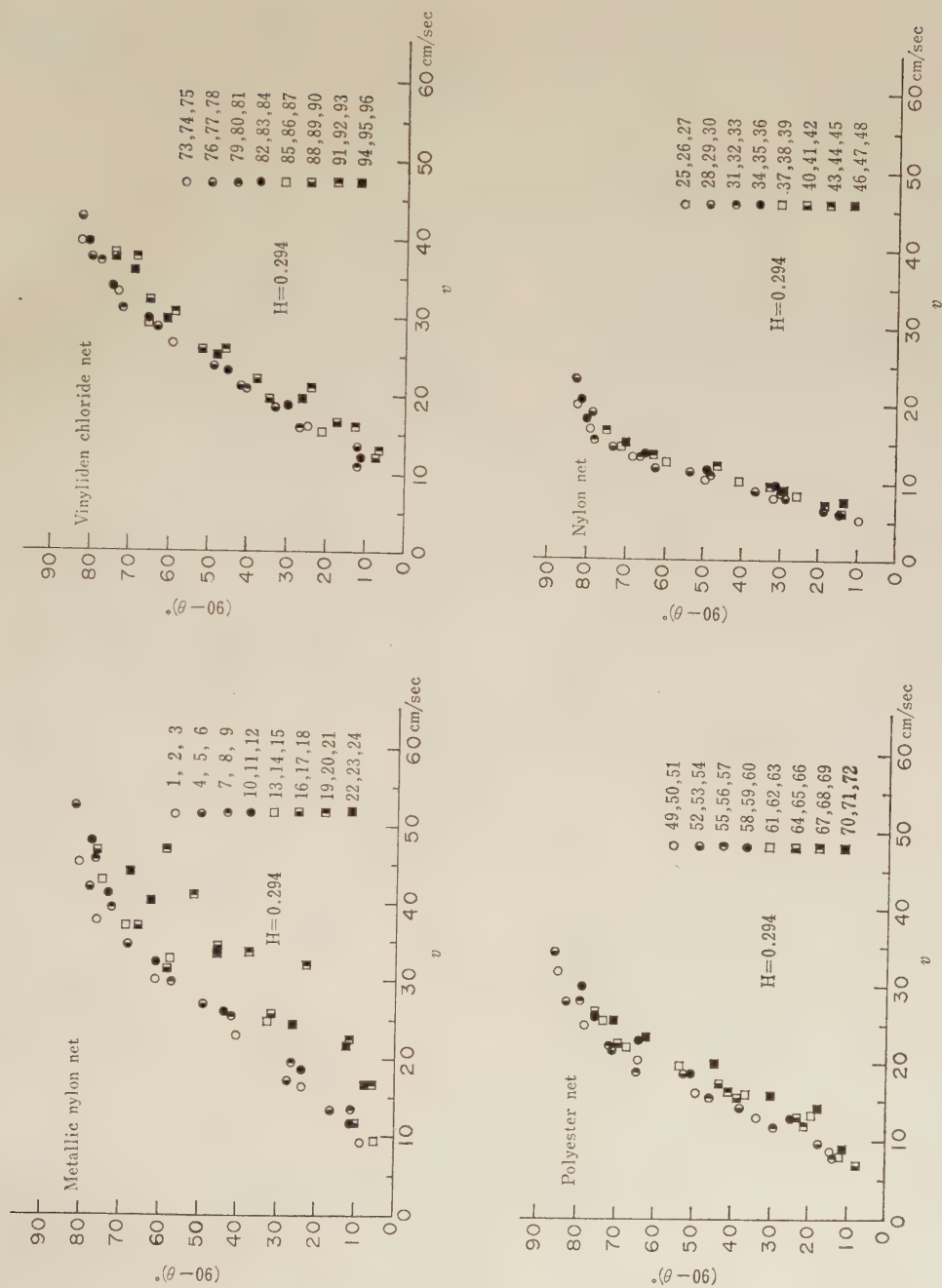


Fig. 9 Relationship between v and $(90-\theta)$ of the experimental nets with 0.294 in hanging ratio.
H: Hanging ratio.

ることができるが、この C_x と θ の関係は Fig. 6 のようになる。ただし、(3)式の W_f はスプリングバランスにより予め測定されており、その値は $914.7gw$ であった。この C_x を用いて(2)式により $P_{\theta f}$ を求めた。

3.3 流れに対する網地の吹かれの大きさ (90- θ)

3.1および3.2の項において得られた r ならびに $P_{\theta f}$ を用い、これと曳行実験の v' と θ の値を(1)式に入れて計算すると、所定の縮結における網地のみが流れに対して θ だけ傾いたときの流速 v が得られることになる。

各標本網地について、 v と $(90-\theta)$ との関係を示すと、Fig. 7~9 のようである。これらの図から次のことが知られる。

網地の吹かれは何れも流速の増大と共に増大するが、その増大の割合は一樣でなく、流速の比較的小さいときと、比較的大きいときには $d(90-\theta)/dv$ は小さく、その中間では大きく、殆んど直線状で変化がない。

この v に対する $(90-\theta)$ の増大割合の変異点は、網地の素材繊維の比重の小さいもの程 v の小さい間に表われている。そして直線部の $d(90-\theta)/dv$ が大きい。Fig. 7, 8, 9 は素材繊維の種類別、縮結の大きさ別、 d/l の大きさ別に吹かれの傾向を示したものであるが、上記のようにみると、全体としてナイロンは最も吹かれ易く、メタリックナイロンが最も吹かれ難い。

また、網糸の太さ d や目合 l したがって d/l によっても v に対する $(90-\theta)$ の大きさに差異がみられ、傾向として同じ銘柄の、同じ縮結の網地では d/l の大きいもの程 $(90-\theta)$ が大きくなっている。この傾向はメタリックナイロンや塩化ビニリデンなど、比重の大きい素材繊維の網地ほど顕著で、比重の小さいナイロン網地ではそのような差異は少ないようである。

しかし、縮結の相異なる吹かれの大きさの差異についてはここに示された結果からは判別が困難である。僅かにメタリックナイロンとビニリデンの網地については d/l の小さいもの (例えば $H=0.098$ において) の網地は他に較べて $(90-\theta)$ が大きいという傾向がみられるようでもあるが明瞭でない。この点については別途検討の必要があろう。

4. 結果の考察と検討

4.1 吹かれの大きさに関係する因子

1枚の平面網地が v の速さの流水中で、その方向に

対して θ の角度をもって平衡を保持しているとき、網地の流れに平行な方向の抵抗係数を d_{θ} 、流れに垂直な方向の抵抗係数を l_{θ} とすると、田内⁹⁾の示すところにより、

$$d_{\theta} = a' \left(\frac{d}{l} \right) \frac{1 - \cos^2 \varphi \cos^2 \theta}{\sin \varphi \cos \varphi} + b' \left(\frac{d}{l} \right)^2 F,$$

$$l_{\theta} = a' \left(\frac{d}{l} \right) \frac{\cos \varphi}{\sin \varphi} \sin \theta \cos \theta + b' \left(\frac{d}{l} \right)^2 F.$$

ただし、上式で a' は Re 数に関わる係数であり、 φ は Fig. 2 に示す網目の半角である。上式の第2項は網地の結節に関わる部分であるから、本実験の場合にはこれを無視すると、網地に垂直な方向の抵抗成分 $K_{\perp}$ は

$$K_{\perp} = a' \left(\frac{d}{l} \right) \frac{\sin \theta}{\sin \varphi \cos \varphi}$$

となる。

したがって、面積 S の網地が受ける網面に垂直な方向の抵抗 $P_{\theta n}$ は

$$P_{\theta n} = a' \left(\frac{d}{l} \right) \frac{\sin \theta}{\sin \varphi \cos \varphi} v^2 S.$$

同時にまた $P_{\theta n} = W \cos \theta$ であるから網地の単位面積当りの重さを w とすると、

$$w \cos \theta = a' \left(\frac{d}{l} \right) \frac{\sin \theta}{\sin \varphi \cos \varphi} v^2$$

で、したがって

$$\tan \theta = \frac{w}{a' \left(\frac{d}{l} \right)} \frac{\sin \varphi \cos \varphi}{v^2}$$

となる。吹かれの角を $(90-\theta)$ とすると、上式は

$$\cot(90-\theta) = \frac{w}{a' \left(\frac{d}{l} \right)} \frac{\sin \varphi \cos \varphi}{v^2} \dots \dots \dots (4)$$

の形になる。(4)式によると、網地の吹かれに関係する因子として、 d/l 、 a' 、 w ならびに網目の開き φ などとなる。 $\sin \varphi \cos \varphi$ の値は縮結が1および0付近で最小となり、0.3付近で最大となる。また w は素材繊維が同じものでは縮結が0や1の付近で大きくなり、0.3付近では小さくなる筈である。したがって縮結による吹かれの差異は表われにくいものと考えられる。これについて少し検討してみる。

今、網地の密度を ρ 、水の密度を ρ_w とすると、無結節網ではその単位面積当りの重量 w は

$$w = \frac{\pi}{4} \left(\frac{d}{l} \right) d \frac{(\rho - \rho_w)}{\sin \varphi \cos \varphi} g.$$

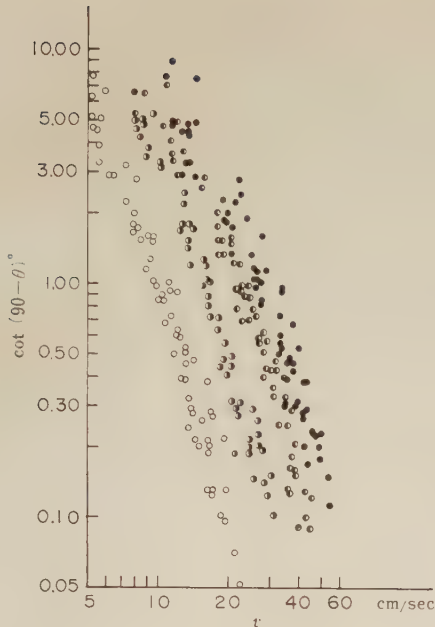


Fig. 10 Relationship between v and $\cot(90-\theta)^\circ$ of the sample nets with same diameter but different specific gravity of twine.

- Metallic nylon netting : $d=2.7$
 $\rho=2.50$
- Vinyliden chloride netting : $d=2.6$
 $\rho=1.70$
- Polyester netting : $d=2.8$
 $\rho=1.38$
- Nylon netting : $d=3.1$
 $\rho=1.14$

となるから、これと(4)式から網地の吹かれは

$$\cot(90-\theta) = \frac{\pi}{4a'} \cdot \frac{d}{v^2} (\rho - \rho_w) g \dots\dots\dots(5)$$

によって表わされることとなる。

すなわち、吹かれの大きさは基本的には網地の密度、直径と網地に固有の比例常数 a' に左右され、従来云われていたような d/l という変数の形では吹かれに関与しないことになる。

実験データによって ρ の影響をみると Fig. 10 の如くであって、 ρ の大きさによって吹かれの大きさに大きな差異を生じることは明白である。[この図において、ポリエステル網地ではその直径が他より若干小さいものなので、(5)式の内容からみてここにある他の網地に較べて実際にはもっと吹かれにくい傾向になるであろう]。

Fig. 11 は直径0.277cmのトワインよりなるポリエステ

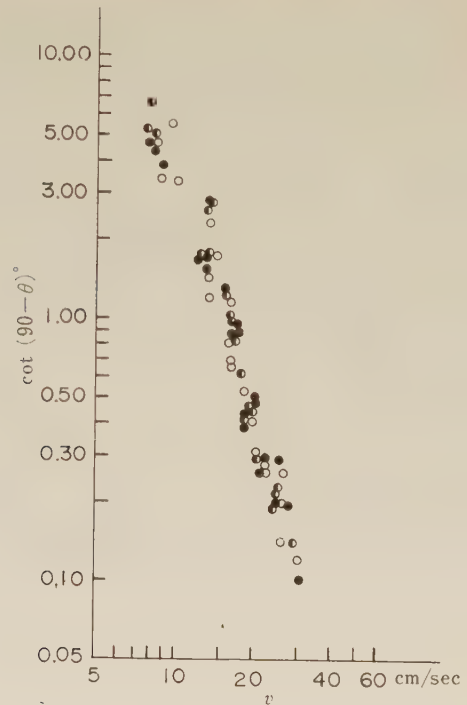


Fig. 11 Relationship between v and $\cot(90-\theta)^\circ$ of polyester sample nets with the same diameter each other.

- $H=0.098$ No. 49, 55, 61, 67
- $H=0.198$ No. 50, 56, 62, 68
- $H=0.293$ No. 51, 57, 63, 69

ル網地について、縮結の大きさ別に $\cot(90-\theta)$ と v との関係を示すものである。IITAKA⁴⁾ は種々の縮結を与えた直径の相異なる網糸網地を用いて、網地の吹かれの研究をし、網地の吹かれは理論的解析結果からいっても、また実験結果からも d/l や縮結は吹かれには影響を及ぼさないとしたが、(5)式ならびに Fig. 11 はこの点に関し同様な結果を示しているということが出来るようだ。その他の各種繊維の網地についても同様の傾向をみる事が出来る (Fig. 12-A, B, C, D)。

同じく、実験データによって v と $\cot(90-\theta)$ との関係を素材繊維の種別にみると、Figs. 12-A, 12-B, 12-C, 12-D のようになって、同じ素材繊維網地の中では、やはり(5)式の示すように、直径の大きい網地は一定の v に対して $\cot(90-\theta)$ が大きい傾向にあるとみることができよう。

(5)式の $d/(S-S_w)$ と $v^2 \cot(90-\theta)$ とは比例関係にあるとみられるので、これより、最小自乗法により a' の値を求めると、メタリックナイロンでは 4.9×10^{-4} 、ナ

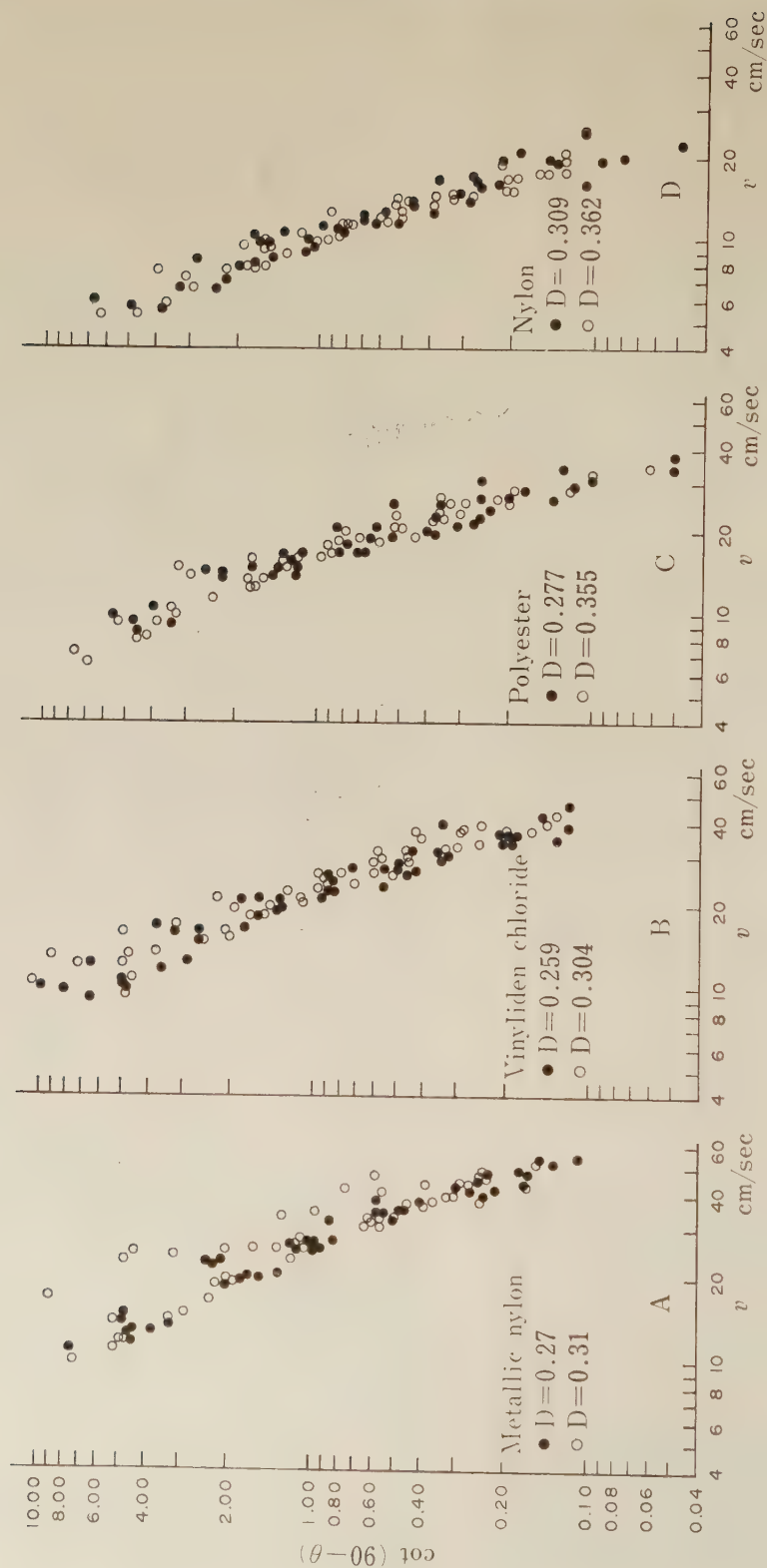


Fig. 12—A, B, C, D Relationship between v and $\cot(90-\theta)^\circ$ of the sample nettings.

A : Metallic nylon netting

B : Vinyliden chloride netting

C : Polyester netting

D : Nylon netting

イロンでは 4.0×10^{-4} 、ポリエステルでは 3.8×10^{-4} 、塩化ビニリデンでは 3.4×10^{-4} となった。 a' はトワインの形状、表面状態などによって異なる係数であるが、(5)式の示すところでは、 a' の大きいものは吹かれが大きくなる傾向をもつことになる。すなわち、これら素材繊維の中ではその意味からはメタリックナイロンが最も不利な条件をもっていることになる。これは芯に入っている鉛線の径の不同から、ヒラメントの織度に変動が大きいことならびにナイロンの粘性に関わる問題と考えられる。

4.2 その他の問題について

網地の吹かれについて、我々が行なった実験の結果は Fig. 12 によってその全容が示され、それが(5)式によって理論的に支えられるわけであるが、その中で、同じ素材網地についてみると (a' , ρ , H の同じものの中でみると) d による $\cot(90-\theta)$ の差異については余りは

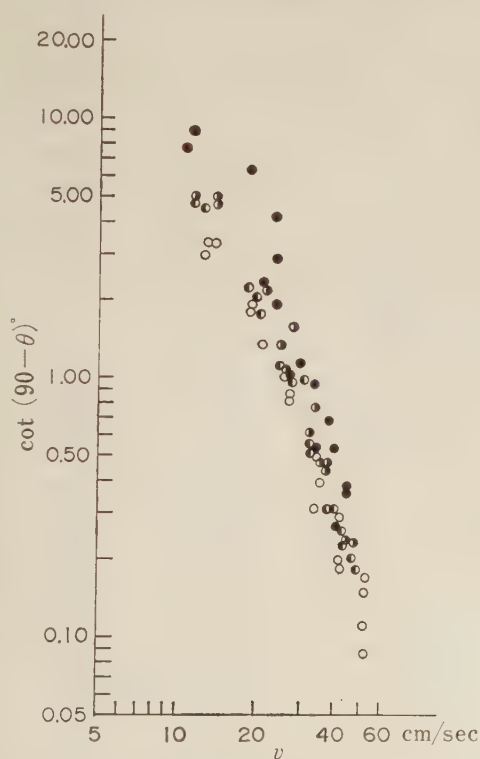


Fig. 13 Relationship between v and $\cot(90-\theta)$ of metallic nylon with the same diameter but different d/l each other.

Sample no.	$d/l \times 10^{-2}$	d cm
○ 4. 5. 6	8.49	0.31
● 10. 11. 12	6.39	0.31
● 16. 17. 18	4.25	0.31
● 22. 23. 24	2.12	0.31

きりしないものも含まれているように思える。特に v の比較的大きい領域や ρ の比較的小さいポリエステル、ナイロンについてその傾向がみられる。このことは a' , ρ , d の外に $\cot(90-\theta)$ に影響を与える因子のあることを示唆するものであるかも知れない。

試みに、メタリックナイロンについて、 v と $\cot(90-\theta)$ との関係を d/l 別にプロットしてみると、Fig. 13 に示す如くなる。Fig. 13 は a' , ρ , d などが同じ網地の吹かれが、 d/l によって現実に異なる傾向にあることを示しているとみる事が出来るであろう。図に示すことは省くがこの傾向は、メタリックナイロンだけでなく、ナイロン、ポリエステル、塩化ビニリデンなどの網地についても同様にみることが出来る。

吹かれの問題を考えるとき、網地の抵抗の問題を避けて通ることは出来ない。このとき、網地に対する摩擦抵抗の問題、 v におけるレイノルズ数と C_x の問題は案外 d の外に l の大きさ、あるいは d/l と関連をもつことも考えられる。これらの点については更に検討を重ね、より完全な形の吹かれの解析を期する必要がある。

5. 要 約

新らしく開発されたメタリックナイロンの網地と、これと比較するために、従来漁具として使用されてきたナイロン、ポリエステル、塩化ビニリデンの無結節網地の流水中の吹かれについて実験し、次のような結果を得た。

網地の吹かれは下記のような式で表わされ、基本的には縮結や d/l には左右されない形となり、実験値もほぼこの式にしたがう値が得られた。

$$\cot(90-\theta) = \frac{\pi}{4a'} \cdot \frac{d}{v^2} (\rho - \rho_w) g.$$

しかし、細かい分析をすれば、 a' と ρ の同じ網地については必ずしも d によって $\cot(90-\theta)$ の値が明白には分離せず、 a' , ρ , d の同じ網地ではむしろ d/l の小さいもの程 $\cot(90-\theta)$ が大きいという傾向がみられた。この点について今後の研究が行われなければならない。

d のほぼ同じ各種網地について $\cot(90-\theta)$ を比較すると ρ の相異による差異は非常に大きく、 $v=10$ cm/sec においてナイロンに対してポリエステル、塩化ビニリデン、メタリックナイロン各網地の値はそれぞれおよそ、3, 5, 10倍となった。

参 考 文 献

- 1) 野村正恒・森敬四郎：水中を動く網地が受ける水の抵抗—V, 網地の吹かれ, 日水誌, Vol. 21 (11), pp. 1114—1120, 1956.
- 2) 松本昭夫：金属芯モノフィラメントについて, 繊維学会誌, Vol. 29(12) pp. 443—447, 1973.
- 3) 田内森三郎：水産物理学“網地の流水抵抗” 朝倉書店東京, pp. 58—64, 1949.
- 4) Yunosuke IITAKA; On the Inclination of a Net in a Uniform Stream: Jarnal of faculty of agriculture in Kinki Univ. pp. 103—107, 1973.

Appendix table 1 Specifications of sample nettings

(Metallic nylon)

Sample no.	Structure of twine	Diameter cm	Mesh size cm	d/ℓ $\times 10^{-2}$	Weight in water gw	Hanging
1	1200 $d \times 15 \times 2$	0.271	3.05	8.89	256.3	0.098
2					218.1	0.195
3					198.2	0.294
4	1200 $d \times 22 \times 2$	0.310	3.65	8.49	338.4	0.098
5					273.8	0.195
6					255.3	0.294
7	1200 $d \times 15 \times 2$	0.271	4.10	6.61	199.4	0.098
8					157.4	0.195
9					145.9	0.294
10	1200 $d \times 22 \times 2$	0.310	4.85	6.39	245.0	0.098
11					201.0	0.195
12					191.0	0.294
13	1200 $d \times 15 \times 2$	0.271	6.15	4.41	127.8	0.098
14					106.5	0.195
15					100.2	0.294
16	1200 $d \times 22 \times 2$	0.310	7.30	4.25	166.8	0.098
17					139.1	0.195
18					129.4	0.294
19	1200 $d \times 15 \times 2$	0.271	12.25	2.21	69.5	0.098
20					56.0	0.195
21					47.5	0.294
22	1200 $d \times 22 \times 2$	0.310	14.60	2.12	78.6	0.098
23					71.3	0.195
24					66.0	0.294

Appendix table 2 Specifications of Sample nettings

(Nylon)

Sample no.	Structure of twine	Diameter cm	Mesh size cm	d/ℓ $\times 10^{-2}$	Weight in water gw	Hanging
25	$1260d \times 9 \times 2$	0.309	3.05	10.13	36.2	0.098
26					29.5	0.195
27					27.4	0.294
28	$1260d \times 12 \times 2$	0.362	3.65	9.92	39.8	0.098
29					32.2	0.195
30					31.0	0.294
31	$1260d \times 9 \times 2$	0.309	4.10	7.54	26.2	0.098
32					21.5	0.195
33					19.7	0.294
34	$1260d \times 12 \times 2$	0.362	4.85	7.46	32.6	0.098
35					26.0	0.195
36					24.6	0.294
37	$1260d \times 9 \times 2$	0.309	6.15	5.02	17.9	0.098
38					14.5	0.195
39					14.0	0.294
40	$1260d \times 12 \times 2$	0.362	7.30	4.96	21.3	0.098
41					17.0	0.195
42					15.6	0.294
43	$1260d \times 9 \times 2$	0.309	12.25	2.52	10.8	0.098
44					7.9	0.195
45					7.7	0.294
46	$1260d \times 12 \times 2$	0.362	14.60	2.48	11.1	0.098
47					9.1	0.195
48					8.0	0.294

Appendix table 3 Specifications of sample nettings

(Polyester)

Sample no.	Structure of twine	Diameter cm	Mesh size cm	d/ℓ $\times 10^{-2}$	Weight in water gw	Hanging
49	$500d \times 23 \times 2$	0.277	3.05	9.08	80.9	0.098
50					65.7	0.195
51					63.8	0.294
52	$500d \times 33 \times 2$	0.355	3.65	9.73	98.5	0.098
53					80.0	0.195
54					77.5	0.294
55	$500d \times 23 \times 2$	0.277	4.10	6.76	57.7	0.098
56					49.4	0.195
57					44.8	0.294
58	$500d \times 33 \times 2$	0.355	4.85	7.32	74.3	0.098
59					60.9	0.195
60					57.8	0.294
61	$500d \times 23 \times 2$	0.277	6.15	4.50	40.3	0.098
62					34.2	0.195
63					31.1	0.294
64	$500d \times 33 \times 2$	0.355	7.30	4.86	46.6	0.098
65					41.1	0.195
66					37.1	0.294
67	$500d \times 23 \times 2$	0.277	12.25	2.26	20.8	0.098
68					16.4	0.195
69					14.8	0.294
70	$500d \times 33 \times 2$	0.355	14.60	2.43	24.0	0.098
71					20.2	0.195
72					19.0	0.294

Appendix table 4 Specifications of sample nettings (Vinyliden chrolid)

Sample no.	Structure of twine	Diameter cm	Mesh size cm	d/ℓ $\times 10^{-2}$	Weight in water gw	Hanging
73	1000 $d \times 15 \times 2$	0.259	3.05	8.49	150.0	0.098
74					123.1	0.195
75					114.8	0.294
76	1000 $d \times 22 \times 2$	0.304	3.65	8.32	187.0	0.098
77					155.2	0.195
78					148.0	0.294
79	1000 $d \times 15 \times 2$	0.259	4.10	6.32	110.0	0.098
80					89.8	0.195
81					83.9	0.294
82	1000 $d \times 22 \times 2$	0.304	4.85	6.27	136.8	0.098
83					109.0	0.195
84					104.0	0.294
85	1000 $d \times 15 \times 2$	0.259	6.15	4.21	71.9	0.098
86					59.5	0.195
87					56.5	0.294
88	1000 $d \times 22 \times 2$	0.304	7.30	4.16	90.6	0.098
89					73.1	0.195
90					68.6	0.294
91	1000 $d \times 15 \times 2$	0.259	12.25	2.11	35.7	0.098
92					29.7	0.195
93					27.5	0.294
94	1000 $d \times 22 \times 2$	0.304	14.60	2.08	49.0	0.098
95					38.0	0.195
96					32.9	0.294

On the Inclination of Nets in the Current

Metallic Nylon Net and Others

By

Yosinori SIMOZAKI, Yōich ŌSAYA, Sigeru TANAKA, Susumu NISIDA

Summary

This paper reports on the result of an experiment and analysis of the inclination when various physical and formal properties of plain nets are fixed to the float side and kept in the water current remaining the sinker side freely. The sample nets are summarized in Table 1 and their specifications are shown in Appendix Tables 1—4. And the experiment was carried out with similar experimental apparatus and method to Nomura's.¹⁾ The result obtained is as follows.

The inclination of these nets is expressed theoretically by the following formula

$$\cot(90-\theta) = \frac{\pi d}{4a'v^2}(\rho - \rho_w)g.$$

Where, θ is the angle between net face and horizontal face, v velocity of the water current, d diameter of a twine, ρ density of component fiber of the twine, g acceleration due to gravity, ρ_w of the water and a' constant.

It was proved that the magnitude of $\cot(90-\theta)$ obtained from the experiment agreed fairly well with the values from the above formula (Figs. 12—A, B, C and D). However, it is suggested that another factors concerned with the inclination of the plain net in water might be latent.

水産工學研究所の機構及び所在地

所	長	茨城県鹿島郡波崎町海老台	電話04764(4)4961
庶務課		同上	同上
水産土木工學部		神奈川県平塚市東八幡 5-8-15	0463(21)2503
漁船工學部		東京都中央区勝どき 5-5-1	03(531)7741
漁業生産工學部		同上	03(533)2944
勝どき庶務分室		同上	同上

ORGANIZATION OF THE NATIONAL RESEARCH INSTITUTE OF FISHERIES ENGINEERING FISHERIES AGENCY

Director General

Ebidai, Hasaki-machi Kashima-gun, Ibaraki, Japan

General Administration Section

do.

Aquaculture and Fishing Port Department

8-15, Higashi-Yawata 5-chome, Hiratsuka, Kanagawa, Japan

Fishing Boat and Instrument Department

5-1, Kachidoki 5-chome, chuo-ku, Tokyo, Japan

Fishing Gear and Methods Department

do.

General Administration Section Kachidoki Branch

do.

水産工學研究所報告 第1号

昭和55年3月10日印刷

昭和55年3月20日発行

水産庁 水産工學研究所

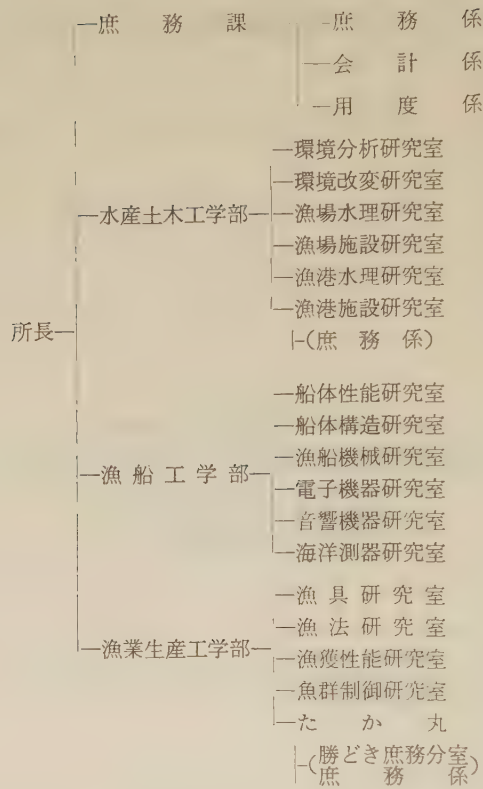
茨城県鹿島郡波崎町海老台 (郵便番号 314-037)

発行者 花村 宣彦

印刷所 ヨシダ印刷両国工場

印刷者 川越 義一

水産工学研究所組織図



NATIONAL RESEARCH INSTITUTE OF FISHERIES ENGINEERING

